



Méthodologie d'optimisation d'un coeur de réacteur à neutrons rapides, application à l'identification de solutions (combustible, coeur, système) permettant des performances accrues : étude de trois concepts de coeurs refroidis à gaz, à l'aide de l'approche FARM

Jean-Jacques Ingremeau

► To cite this version:

Jean-Jacques Ingremeau. Méthodologie d'optimisation d'un coeur de réacteur à neutrons rapides, application à l'identification de solutions (combustible, coeur, système) permettant des performances accrues : étude de trois concepts de coeurs refroidis à gaz, à l'aide de l'approche FARM. Autre [cond-mat.other]. Université Paris Sud - Paris XI, 2011. Français. NNT : 2011PA112253 . tel-00660567

HAL Id: tel-00660567

<https://theses.hal.science/tel-00660567>

Submitted on 17 Jan 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



energie atomique • énergies alternatives

THÈSE



DE DOCTORAT DE L'UNIVERSITE PARIS-SUD 11

Ecole doctorale : MIPEGE 534 Modélisation et Instrumentation en Physique,
Energies, Géosciences et Environnement

Présentée et soutenue publiquement le 1 décembre 2011 par

Jean-Jacques, Xavier INGREMEAU

pour obtenir le grade de
Docteur de l'Université Paris-Sud 11



Méthodologie d'optimisation d'un cœur de réacteur à neutrons rapides, application à l'identification de solutions (combustible, cœur, système) permettant des performances accrues

Etude de trois concepts de cœurs refroidis à gaz, à l'aide de l'approche FARM

Jury

Pierre DESESQUELLES
Rakesh CHAWLA
Olivier ALBERT
Gérald RIMPAULT
Patrick DUMAZ
Wilfred VAN ROOIJEN
Sylvain DAVID

Président
Rapporteur
Rapporteur
Directeur de thèse
Membre
Membre
Membre

Thèse effectuée au :

Laboratoire Etude et Simulation des Systèmes
Service d'Etude des Systèmes Innovants
Département d'Etude des Réacteurs
Direction de l'Energie Nucléaire
Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives
CEA de CADARACHE DEN/DER/SESI/LE2S bât 212, 13100 Saint-Paul les Durance

Sous la direction de :

Directeur de thèse : Gérald RIMPAULT
Co-directeur de thèse : Sylvain DAVID
Encadrant : Patrick DUMAZ

*« Le monde ne sera pas détruit par ceux qui font le mal,
mais par ceux qui les regardent sans rien faire. »*

Albert Einstein

Remerciements

A l'origine de tout, il y avait une idée. Une idée de mon encadrant Patrick Dumaz : « Tiens, si on faisait de l'élevage numérique de réacteurs nucléaires ? On pourrait peut-être en trouver des mieux comme ça. ». Et je veux vraiment le remercier d'avoir eu cette idée un peu folle, et d'avoir proposé mon sujet de thèse.

Et en face il y a eu moi (JJ.X Ingreneau, homme, 1m80, ENSTA, yeux marrons, cheveux mi-longs, bouc aléatoire, signe particulier : porte un chapeau). Je voulais absolument sauver le monde du réchauffement climatique avec de l'énergie nucléaire (pour les autres dangers il y a Bruce Willis et Chuck Norris), et du coup quand on m'a proposé de faire de l'élevage des réacteurs nucléaires du futur, et bien j'ai dit oui. (Mon père étant vétérinaire, il était tout naturel que je me lance dans l'élevage...).

Et me voici embarqué dans ce grand projet, FARM : La ferme de cœurs de réacteurs nucléaires à gaz.

Alors pour essayer de concevoir ma ferme, j'ai d'abord débarqué chez les spécialistes de ce type de réacteur, au SESI (Service d'Etude des Systèmes Innovants), où j'ai eu la chance de suivre toute l'équipe qui travaillait sur les réacteurs à gaz. Je tiens vraiment à tous les remercier, et notamment P. Richard (le vrai, qui m'a initié aux RNR-G avec beaucoup de bonne humeur), Franck Morin (le meilleur humoriste que j'ai jamais fréquenté), Christian Poette (avec qui j'ai beaucoup travaillé et qui m'a gentiment ramené de nombreuses fois à Aix), Thierry Cadiou (voisin sympathique, toujours au courant de tout), Nicolas Alpy, Jean-François Pignatel, David Haubensack (pour sa précieuse aide sur les systèmes de conversion d'énergie et en informatique/algorithmique), Frédéric Bertrand (Monsieur Sécurité en personne) et Jean-Yves Malo (pour l'intérêt qu'il a continué de porter à ma thèse, même après son départ).

Et puis, au bout de 6 mois, il y a eu de gros changements au CEA, et tout le monde s'est mis à courir après une certaine ASTRID (blonde ou rousse, je ne sais même pas), dont l'expression favorite semble être « Na ». Et après cette grande vague de sodiumisation, je me suis retrouvé un peu seul sur mes réacteurs à gaz. Mais cela s'est quand même très bien passé, notamment grâce à l'écoute et la gentillesse de l'ensemble du personnel du SESI, qui quelque soit le projet, et le laboratoire, ont été très sympathiques, et m'ont toujours répondu très gentiment, et de façon très compétente. Et parmi tout le service, je voudrai aussi particulièrement remercier Pierre Allègre (l'indispensable), Romain Lavastre, Guy-Marie Gautier (vive le redan stratifié !), Alain Conti (pour son humour et pour avoir ramené plusieurs fois à Aix le pauvre autostoppeur que je suis), Patrick Aujollet (pour son expérience et ses talents d'inventeurs), David Gentet et Yves Lejail (pour leur aide en mécanique), Annick Tosello (pour son humour et franc-parler intraitable), Nicolas Schmitt (pour me ramener au labo quand je tombe dans les pommes en donnant mon sang), Jeremy Floyd (adorable post-doc anglais, qui a corrigé toutes mes publications), Thomas Masset (pour une visite très sympathique de Tricastin, et pour afficher l'horoscope tous les matins), Hélène Lelaidier, Celia Capoduro, et aussi Jean-Claude Garnier et Philippe Dardé (le chef de service et son adjoint, pour l'intérêt qu'ils ont porté à ma thèse).

Je dois aussi beaucoup à Bertrand looss, le père de SMURFER, qui m'a offert l'outil mathématique sans lequel rien n'aurait été possible. Notre collaboration fut relativement courte (de part son départ du CEA un an après mon arrivée), mais terriblement efficace (enfin surtout pour moi).

Plus généralement, je remercie tous ceux qui ont apportés des croissants le matin, ou des macarons, etc... D'ailleurs, parmi ceux qui en ont le plus ramené, il y a eu beaucoup de stagiaires, dont certains avec lesquels j'ai eu la chance de collaborer (Jeremy Galarin, Vincent Gatin), et d'autres moins mais qui furent de bons amis (Olga Mula). J'en profite aussi pour remercier encore une fois, les deux stagiaires que j'ai eu la chance d'encadrer au cours de cette thèse : Edouard Verdier et Jacques-Arnaud Durrmeyer. Ils m'ont vraiment beaucoup aidé, et c'était très agréable de travailler avec eux.

Et pour finir ces remerciements INTRA/SESI, je voudrais particulièrement remercier Saïed Dardour, qui m'a suivi, et avec qui il a été très agréable de discuter pendant des heures sur les méthodes d'optimisation. Je lui souhaite beaucoup de courage pour optimiser ASTRID, et encadrer la thèse d'Olivier Fabbris. A ce dernier, mon « fils spirituel » comme il le dit lui-même, je souhaite beaucoup de courage et de réussite pour sa thèse, et j'espère qu'elle nous permettra d'optimiser toujours plus (cœur, sûreté, manutention, systèmes, réacteur, prix du kilowatt.heure, nombre de café par jour, couleur de la tapisserie, etc...) (PS : Je suis ton père...).

Et surtout, je remercie David Plancq ($\approx 6,626\ 069\ 57 \times 10^{-34}$ J.s), mon chef de laboratoire, qui a su me gérer/supporter (rayer la mention inutile) au quotidien durant ces trois ans, avec beaucoup de patience, d'écoute et de gentillesse et pour m'avoir permis d'aller dans de grands congrès internationaux d'élevage/dressage de réacteurs, avec des destinations lointaines et exotiques telles que Barcelone, Roscoff (Bretagne), Karlsruhe (Allemagne) et Nice !

Mais je n'ai pas passé toute ma thèse au SESI. En effet, mon sujet étant très fortement multidisciplinaire, j'ai eu la chance d'être hébergé dans 3 services différents au cours de mon séjour à Cadarache. Tout d'abord, il a fallu que j'étudie un peu l'anatomie, le fonctionnement de mes cœurs, et pour cela je suis monté au SPRC. Et je tiens à remercier le LEDC pour le très bon accueil qu'ils m'ont fait et surtout Laurent Buiron (je lui dois tout ce que j'ai pu faire avec ERANOS) (longue vie à MACCAO/ParisIHM !), Yannick Penelieu (pour son travail sur les réacteurs à gaz), Pierre Sciora et Marc Vanier (à qui je souhaite bon courage avec ses pigeons).

Je remercie aussi mon directeur de thèse Gérard Rimpault, du SPRC, pour m'avoir fait confiance durant ces trois années, et tout particulièrement pour sa relecture/correction de ma thèse qui a été très complète et approfondie.

Je remercie aussi Christine Coquelet-Pascal, et Jean-Marc Vidal, qui m'ont beaucoup aidé sur les questions de durée de refroidissement du combustible.

Mais il est absolument impossible de faire de l'élevage de cœurs, si on ne peut pas les nourrir correctement. Et pour cela, j'ai eu la chance d'avoir d'excellents fournisseurs de combustible au DEC/SESC/LC2I, qui m'ont accueilli très chaleureusement durant quelques mois. Je remercie donc ce labo (tout particulièrement, Denis Lorenzo, Sylvie Pillon), ainsi que toutes les autres personnes qui m'ont aidé pour les questions de combustible ; Michel Pelletier, (l'homme qui a modélisé l'irradiation du carbure) et Mireille Agard (mon interlocutrice METEOR, un logiciel admirablement bien conçu).

Et surtout, surtout je remercie vraiment du fond du cœur, Maxime Zabiego, du LC2I qui a été mon principal interlocuteur sur toutes les questions de combustible durant ces trois années, mais aussi beaucoup plus que ça. Maxime a vraiment été une des personnes qui m'a le plus suivi tout au long de ma thèse et celui qui a été le plus intéressé par mes résultats. De plus, il a toujours pris le temps de m'expliquer, m'écouter, me corriger, me motiver, lorsque c'était nécessaire, avec pédagogie et un immense savoir faire. Je crois que je me souviendrai de lui tout le reste de ma carrière comme un modèle de rigueur, de méthodologie scientifique et de pédagogie. Et en plus de tout ça, la cerise sur le gâteau, il est super sympa, il porte des chemises hawaïennes (de temps en temps) et il a des bons goûts en matière de ciné ! Que demander de plus ?

Je remercie aussi les autres éleveurs du métier, (entre confrères ...) avec en premier lieu Edouard Hourcade, pour quelques soirées bien sympathiques, et pour avoir posé les bases du futur TRIAD, ainsi que mes collègues/concurrents/amis (là aussi rayer les mentions inutiles) d'EDF R&D, qui travaillent sur l'optimisation du cœur ASTRID, Damien Schmitt et Sandra Pומרouly.

Merci également à Guillaume Ritter, pour avoir pris le temps de m'expliquer la cinétique d'insertions rapides de réactivité.

Je remercie aussi très chaleureusement Sylvain David, pour le goût des réacteurs de génération IV qu'il a su susciter en moi quand il était mon professeur à la filière nucléaire de l'ENSTA, pour avoir été mon co-directeur de thèse (nos rares entretiens m'ont toujours été très utiles et motivants), et pour m'avoir permis d'aller à la plus fantastique des écoles d'été, l'école « Energie et Recherche » (une semaine en Bretagne à parler d'énergie avec des spécialistes de tous les domaines, le bonheur à l'état pur).

Et comme je n'ai pas fait qu'élever des réacteurs nucléaires pendant ces trois années, je tiens vraiment à remercier Loïc, pour son amitié fidèle et indéfectible qui m'a beaucoup aidée, Raphaël, à qui je souhaite beaucoup de bonheur avec sa petite fille Anaëlle, Laetitia et Olivier de m'avoir rejoint à Aix et pour ces nombreuses soirées et sorties très sympathiques ainsi que Charlotte, pour le remake de « 500 jours ensemble ».

Je remercie aussi avec beaucoup d'émotion l'ASTHEC (l'ASsociation des THEsards de Cadarache), qui m'a permis de visiter une bonne douzaine d'installations du centre, et de passer de nombreuses soirées fort sympathiques et de rencontrer d'autres doctorants (vive les soirées déguisées, où l'on fini en chantant « le roi lion » avec une post-doc inconnue). Et je crois que je me souviendrai éternellement de cette nuit au sommet de la sainte-victoire avec l'ASTHEC. Je remercie tout particulièrement l'équipe du bureau 2009-2010 auquel j'ai participé, notamment Vincent Lamirand et Nicolas Blanc, et nos dignes successeurs.

J'en profite aussi pour remercier les amis que j'y ai rencontrés, Névenik Calec (pour son goût de l'improbable, et un week-end d'escalade haut en couleurs), et Jean-Christophe Benoit, collègue et ami indispensable à mes soirées aixoises (même si ont a parfois des goûts de théâtre et de ciné un peu différents...).

Merci aussi à mes amis musiciens de « Cad à l'arrache » (les sangliers sont parfois poètes...), et particulièrement Julien Robert pour son amitié.

Des remerciements aussi tous particuliers à Nicolas Stauff, pour l'amitié qu'on a eue (pense à prendre de l'eau quand tu pars en rando la prochaine fois !).

Je remercie aussi Jean-Pierre Terraz, pour nos passionnantes discussions dans le bus de 18H30. Une pensée aussi pour Aurélie Denis et Dominique Denis pour le super travail de communication qu'ils font, et auquel j'ai parfois eu la chance de participer (journée cadarache jeunes, forum de l'école centrale marseille, etc...).

A ce propos, je voudrais remercier la SFEN PACA, pour toutes les conférences passionnantes sur les divers aspects du nucléaire qu'elle a organisées, et plus particulièrement Jean-Pierre Trapp, que j'ai pu accompagner dans quelques collèges et lycées pour parler de l'avenir énergétique de notre planète.

Je dois aussi absolument remercier mathieu, pour avoir donné son nom à un cœur, pour construire l'EPR d'Olkiluoto, et parce que je le remercie toujours dans tous mes remerciements (je ne sais plus trop pourquoi d'ailleurs...). Au passage, je remercie aussi Papyr (notre raton-laveur en peluche), pour avoir donné son nom à un cœur, et pour tous les bons moments passés ensemble. Un petit coucou aussi à ma cousine Mathilde, qui ne doit pas être très loin des deux autres...

Je dois aussi remercier mon amie Yohana, pour avoir donné son nom à un cœur, pour beaucoup de bons moments, et pour quelques soirées peu ordinaires (à me mettre des électrodes sur le crane pour étudier le fonctionnement de mon cerveau, ou un détour aux urgences à 1H du mat, etc...). J'en profite au passage pour saluer tous mes amis de la faculté de théologie, notamment Vincent, et tout mon groupe de talentueux musiciens Catherine, Lucie et Pierre (best of sur www.jji.fr).

Je remercie la compagnie de théâtre interludes, pour m'avoir confié un grand rôle dans une pièce, l'occasion de faire deux concerts et tous les bons moments que j'y ai passés, la chorale Cantabile et la troupe d'escrime artistique l'Estocade.

Je remercie Jorge Cham, pour ses dessins humoristiques qui décrivent si bien la vie d'un thésard (www.phdcomics.com), et Martin Vidberg pour un suivi de l'actualité délirant. Leurs blogs m'ont accompagné tout au long de ma thèse.

Un gros merci aussi à mes parents, pour tout... (Incluant le pot de thèse, la caution de l'appart, et avoir suivi l'avancement de ma thèse très attentivement par téléphone.)

Des remerciements aussi à Albert Einstein, Pierre et Marie Curie, Enrico Fermi, et tous les autres grands savants qui ont participé à la découverte de cette fantastique source d'énergie qu'est le nucléaire.

Des remerciements tout particuliers à (Veuillez inscrire votre nom), pour tout ce qu'on a pu faire ensemble.

Comme je suis décidément très bavard, je remercie ceux qui liront (ne serait-ce qu'une partie) de ma thèse, et aussi ceux qui lisent les remerciements.

Merci.

Résumé

Dans l'étude de tout nouveau réacteur nucléaire, la conception de son cœur est une étape décisive, car cette dernière influe très fortement sur les performances du réacteur (la quantité de combustible requise, taille du réacteur, les installations du cycle associées), ainsi que sur les systèmes de sûreté requis. Or la conception du cœur est un problème complexe, qui couple fortement la neutronique, la thermomécanique du combustible et la thermo-hydraulique. Actuellement cette conception se fait par itérations successives entre les différentes spécialités. De plus, à l'heure actuelle, les aspects de sûreté sont pris en compte de manière succincte au stade de la conception cœur, sans mesurer leur impact sur la conception système, ni intégrer les accidents non-protégés.

Afin d'optimiser de façon plus globale et complète la conception d'un cœur, une nouvelle démarche appelée FARM (Fast Reactor Methodology) a été développée dans le cadre de la thèse. Elle consiste à établir des modèles simplifiés de neutronique, mécanique et thermo-hydraulique, sous forme analytique ou d'interpolation de calculs de codes de référence, puis à les coupler, de manière à pré-dimensionner automatiquement un cœur à partir de variables d'optimisation. Une fois ce modèle établi, on peut explorer et optimiser directement de nombreux cœurs, à partir d'algorithmes génétiques de façon à améliorer leurs performances (inventaire Plutonium en cycle, ...) et leur sûreté (estimateurs de sûreté pour accidents protégés et non-protégés). Une réflexion a également dû être menée pour déterminer les performances d'un cœur, ainsi que la façon de prendre en compte la sûreté.

Cette nouvelle approche a été utilisée pour optimiser la conception de trois concepts de cœurs de Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au Gaz (RNR-G). Ce type de réacteur, dit de Génération IV, vise à produire de l'électricité, tout en régénérant son combustible, le Plutonium. Son caloporteur hélium, lui permet également d'atteindre de hautes températures et donc de hauts rendements, ainsi que des possibilités de cogénération (production d'hydrogène par exemple). L'utilisation de ces hautes températures a néanmoins nécessité l'étude de nouveaux matériaux, tels que le SiC et le Vanadium.

Afin d'optimiser ce concept avec FARM, des modèles simplifiés satisfaisants ont alors été développés et validés pour le comportement du combustible Carbone, à partir des résultats du code METEOR (5% de précision sur le burn-up dans le cas SiC joint He, 10% pour le buffer et le vanadium), et la neutronique d'un cœur homogène isogénérateur à l'équilibre, à partir du logiciel ERANOS (écart-type sur le gain de régénération de 0.4% absolus). Ces deux modèles ont été couplés avec une thermo-hydraulique analytique dans un outil intégrateur FARM (Fast Reactor Methodology). Des modèles simplifiés ont également été développés pour prendre en compte la sûreté des accidents protégés et non-protégés.

Ainsi, la conception du RNR-G à combustible carbone et à aiguilles en SiC a pu être optimisée. Les résultats ont permis d'une part de démontrer que le cœur de référence issu de la méthode itérative était optimal (c'est-à-dire sur le front de Pareto). D'autre part, l'optimisation a également permis de proposer de nombreux autres cœurs, où en dégradant un estimateur de sûreté ou une performance (sur lesquels des marges étaient disponibles), on améliore les autres performances. En particulier plusieurs suggestions de cœurs optimisés du point de vue de la sûreté ont été proposées. Néanmoins, les performances atteintes par ce concept restent très limitées (les inventaires Pu obtenus restent de l'ordre de 28t/GWe au minimum).

Une évolution de ce concept utilisant la nouvelle technologie du buffer, développée au Département d'Etude du Combustible et à la Direction des Applications Militaires du CEA, a également été modélisée dans FARM et optimisée. FARM a ainsi permis de proposer les premières images de cœur GFR carbone gainé en SiC utilisant la technologie buffer, et d'estimer leurs performances. Les résultats obtenus montrent que cette innovation permet d'atteindre des cœurs beaucoup plus performants et/ou beaucoup plus « sûrs » (plusieurs profils de cœurs étant proposés). Ainsi, pour un diamètre de cœur, et des caractéristiques de sûreté proches du cœur de référence, les inventaires Pu obtenus sont de l'ordre de 23t/GWe.

Une troisième application de FARM a été réalisée sur un concept de GFR carbure gainé en Vanadium, où là aussi FARM a proposé les premières images de cœur. L'extension de FARM à ce type de réacteur a nécessité le développement d'un modèle d'interaction mécanique pastille/gaine et de fluage. Plusieurs images de cœur sont alors obtenues, et de façon générale, les performances de sûreté de ces cœurs sont plutôt améliorées du point de vue de la capacité de refroidissement du cœur, mais détériorées en termes d'inertie thermique (à cause de la faible tenue en température du vanadium comparée au SiC). Les performances physiques obtenues sont significativement améliorées grâce à des burn-up de l'ordre de 7 at%, et atteignent alors environ 25t/GWe. Toutefois les grandes incertitudes en jeu ne permettent pas véritablement de conclure sur les performances de ce concept, qui semble prometteur.

Ainsi, la faisabilité d'une optimisation globale, couplant les différentes physiques d'un cœur de réacteur nucléaire a été démontrée. Si la méthode ainsi obtenue (FARM) est moins précise que la méthode classique, elle permet d'explorer et d'optimiser beaucoup plus rapidement (en quelques semaines au lieu de quelques mois) un grand nombre de cœurs et est parfaitement adaptée pour l'étape de préconception des cœurs de réacteurs ; d'autres études détaillées permettant ensuite d'affiner l'image de cœur retenue.

Mots clés : FARM, GFR, Carbure, Optimisation, multicritère, conception cœur, SiC, Vanadium, TRIAD, MultiGen, estimateurs de sûreté, algorithme génétique, Modèles simplifiés, modèles analytiques, physique du cœur

Abstract

In the study of any new nuclear reactor, the design of the core is an important step because it strongly affects the performance of the reactor (the amount of fuel required, reactor size and cycle facilities) and the required safety systems. However designing and optimising a reactor core is quite complex as it involves neutronics, thermal-hydraulics and fuel thermomechanics and usually design of such a system is achieved through an iterative process, involving several different disciplines. In order to solve quickly such a multi-disciplinary system, while observing the appropriate constraints, a new approach has been developed to optimise both the core performance (in-cycle Pu inventory, fuel burn-up, etc...) and the core safety characteristics (safety estimators) of a Fast Neutron Reactor.

This new approach, called FARM (FASt Reactor Methodology) uses analytical models and interpolations (Metamodels) from CEA reference codes for neutronics, thermal-hydraulics and fuel behaviour, which are coupled to automatically design a core based on several optimization variables. This global core model is then linked to a genetic algorithm and used to explore and optimise new core designs with improved performance. Consideration has also been given to which parameters can be best used to define the core performance and how safety can be taken into account.

This new approach has been used to optimize the design of Gas cooled Fast Reactor (GFR), a Generation IV reactor concept designed to generate electricity and breed its own fuel (plutonium). The helium coolant used in the GFR, allows it to reach high temperatures leading to high plant efficiency as well as opportunities for cogeneration (production of hydrogen for example). However, the use of such high temperatures requires the study of new materials such as SiC and Vanadium.

In order to optimise such cores with FARM, simplified models for the behaviour of carbide fuel were developed and validated from the METEOR code (with a 5% accuracy on the burn-up for SiC He gap case, 10% for buffer and Vanadium cases). For the plutonium breeding at equilibrium, the ERANOS code system was used (accuracy of 0.2% on the Breeding Gain). Models were also developed to describe the safety aspects of protected and un-protected accidents, using analytical indicators and feedback coefficients.

The design of the GFR (Gas cooled Fast Reactor) using a SiC/SiCf-cladded carbide-fuelled helium-bonded pin has been optimized using FARM. Firstly, the results demonstrate that the CEA reference core obtained with the traditional iterative method was an optimal core, but among many other possibilities (that is to say on the Pareto front). The optimization also found several other cores which exhibit some improved features at the expense of other safety or performance estimators. In particular, several cores with improved safety performance were found. However, the potential economic improvement over the CEA reference concept remains very limited (with Pu inventory staying above 28t/GWe).

An evolution of this concept using a "buffer", a new technology being developed at CEA, has hence been introduced in FARM. The FARM optimisation produced several core designs using this technology, and estimated their performance. The results obtained show that this innovative feature leads to much higher performing and/or safer cores. For example, with similar diameter and safety characteristics as the reference core, the achievable Pu inventory was around 23t/GWe.

The FARM approach has also been applied to a GFR concept using a vanadium cladding and required the development of a model of pellet/cladding interaction and creep. Several optimum core designs are found, and overall, the safety characteristics of these cores are slightly improved compared to the reference core in terms of cooling capability, but reduced in terms of thermal inertia due to the low resistance of vanadium at high temperature (compared to SiC). The core performance is significantly improved thanks to a burn-up rate up to 7%FIMA, and reaching about 25t/GWe. However the large uncertainties involved do not really enable one to evaluate the performance of this promising concept.

In summary, the feasibility of a global multi-disciplinary optimization has been demonstrated. Although the resulting method (FARM) is less accurate than the conventional method, it allows fast optimization and permits a large number of cores to be explored quickly, and is ideally suited for the preliminary designs studies before further refinement of the core design.

Keywords : FARM, GFR, Carbide, Optimisation, multicriteria, core design, core pre-design, SiC, Vanadium, TRIAD, MultiGen, safety estimator, genetic algorithm, simplified models, analytical models, core physics

TABLE DES MATIERES

0	INTRODUCTION.....	21
1	CHAPITRE I FARM : UNE METHODE D'OPTIMISATION DES CŒURS	26
1.1	METHODES D'OPTIMISATION.....	30
1.2	PERFORMANCES D'UN CŒUR	36
1.2.1	PERFORMANCES DU CŒUR	37
1.2.2	ESTIMATEURS DE SURETE	42
1.2.2.1	ESTIMATEURS DE SURETE DES ACCIDENTS PROTEGES	44
1.2.2.2	ESTIMATEURS DE SURETE DES ACCIDENTS NON-PROTEGES	47
1.2.3	PERFORMANCES DU CŒUR DE REFERENCE GFR SiC AIGUILLE CARBURE	55
1.3	OPTIMISATION PAR ALGORITHME GENETIQUE : MULTI-GEN.....	57
1.4	INTERPOLATION ET META-MODELES	62
1.5	CONCLUSION.....	66
2	CHAPITRE II CONCEPTION D'UN CŒUR FARM.....	67
2.1	APPROCHE FARM APPLIQUEE A LA CONCEPTION D'UN CŒUR DE RNR-G	69
2.1.1	PRESENTATION GENERALE DU RNR-G	69
2.1.2	MODELE DE CŒUR RNR-G.....	72
2.1.3	OPTIONS DE CONCEPTION, VARIABLES D'OPTIMISATION ET DOMAINES D'ETUDE	77
2.1.3.1	OPTIONS DE CONCEPTION	77
2.1.3.2	VARIABLES D'OPTIMISATION ET DOMAINES D'ETUDE ASSOCIES.....	80
2.1.3.3	CONTRAINTES D'OPTIMISATION	83
2.2	DIVERS MODELES PHYSIQUES IMPLIQUES DANS LA CONCEPTION D'UN CŒUR FARM	84
2.2.1	MODELE GEOMETRIQUE	84
2.2.2	MODELE THERMIQUE ET DE PHYSIQUE DU COMBUSTIBLE	87
2.2.3	MODELE NEUTRONIQUE	88
2.2.4	MODELE DE PERTES DE CHARGES	90
2.2.5	MODELE DE RENDEMENT DU CYCLE DE CONVERSION D'ENERGIE	93
2.2.6	MODELE DU TEMPS DE REFROIDISSEMENT DU COMBUSTIBLE	95
2.2.6.1	PROBLEMATIQUE DU TEMPS DE REFROIDISSEMENT	96
2.2.6.2	MODELISATION	98
2.2.6.3	RESULTATS.....	104
2.3	ALGORITHME DE CONVERGENCE CŒUR.....	106
2.3.1	ALGORITHME DU POINT FIXE	107
2.3.2	ALGORITHME DE NELDER-MEAD	109
2.3.3	ALGORITHME DE NEWTON/POINT FIXE	111
2.3.4	RESPECT DU DOMAINE DE VALIDITE DES MODELES	115
2.4	RECOMMANDATIONS POUR L'ETUDE DETAILLEE DES CŒURS ISSUS DE FARM	117
3	CHAPITRE III PHYSIQUE DU COMBUSTIBLE.....	120
3.1	METHODE DE CONCEPTION D'UNE AIGUILLE COMBUSTIBLE DANS FARM.....	122
3.1.1	TYPES DE COMBUSTIBLE CONSIDERES ET CRITERES DE FIN DE VIE	122
3.1.2	MODELE SIMPLIFIE OU META-MODELE ?	128
3.1.3	AVANT INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE	130
3.1.3.1	JEU PASTILLE/GAINE ET GONFLEMENT.....	130
3.1.3.2	THERMIQUE DU COMBUSTIBLE	134
3.1.3.3	GAZ DE FISSION.....	137
3.1.4	INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE	139

3.1.4.1	CONTRAINTES ET DEFORMATION EQUIVALENTES	139
3.1.4.2	FLUAGE AVANT IMPG.....	140
3.1.4.3	FLUAGE APRES IMPG	143
3.1.4.4	FLUAGE EN SITUATION ACCIDENTELLE	149
3.2	INTERPOLATION DES PROPRIETES DU CARBURE SOUS IRRADIATION.....	152
3.2.1	METHODE	152
3.2.1.1	MODELISATION METEOR.....	152
3.2.1.2	PRISE EN COMPTE DU BURN-UP.....	153
3.2.1.3	CAS DE LA POROSITE TOTALE	157
3.2.2	INTERPOLATIONS DANS LE CAS SiC	157
3.2.2.1	TAUX DE RELACHEMENT DES GAZ DE FISSION.....	157
3.2.2.2	GONFLEMENT	159
3.2.3	INTERPOLATIONS DANS LE CAS VANADIUM	161
3.2.3.1	TAUX DE RELACHEMENT DES GAZ DE FISSION.....	162
3.2.3.2	GONFLEMENT	163
3.3	MODELE THERMIQUE	165
3.3.1	THERMIQUE DEBUT DE VIE	166
3.3.1.1	TEMPERATURE CALOPORTEUR ET TEMPERATURE GAINÉ	166
3.3.1.2	TEMPERATURE EXTERIEURE COMBUSTIBLE EN DEBUT DE VIE	168
3.3.1.3	VALIDATION	172
3.3.2	THERMIQUE AU COURS DE L'IRRADIATION	173
3.3.2.1	METHODE DE PRISE EN COMPTE DE LA VARIATION DE TEMPERATURE	173
3.3.2.2	ESTIMATION DE LA DERIVEE MOYENNE D'IRRADIATION.....	175
3.3.2.3	ESTIMATION DE LA QUANTITE DE GAZ DE FISSION RELACHEE.....	178
3.3.3	THERMIQUE EN INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINÉ	180
3.3.4	CALIBRAGE ET VALIDATION	180
3.3.4.1	CALIBRAGE	181
3.3.4.2	VALIDATION	184
3.4	MODELE MECANIQUE D'INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINÉ	186
3.4.1	MODELE.....	187
3.4.1.1	MECANIQUE AVANT INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINÉ	188
3.4.1.2	MECANIQUE DE L'INTERACTION PASTILLE/GAINÉ	190
3.4.2	VALIDATION	194
3.5	CONCLUSION	199
4	CHAPITRE IV NEUTRONIQUE	200
4.1	METHODE.....	202
4.1.1	PRINCIPES GENERAUX	202
4.1.2	MODELE SIMPLIFIE OU META-MODELE ?	204
4.1.3	METHODE DES SECTIONS MACROSCOPIQUES	207
4.2	MODELE	210
4.2.1	MODELE DE CŒUR FARM.....	210
4.2.1.1	MODELE SIMPLIFIE DE COMPOSITION CŒUR.....	210
4.2.1.2	PROFILS DE PUISSANCE.....	211
4.2.1.3	SCHEMAS DE CALCUL ERANOS	217
4.2.2	COMPOSITION DU CŒUR	218
4.2.2.1	HYPOTHESES DU MODELE	219
4.2.2.2	MODELE	223
4.2.2.3	VALIDATION	226
4.2.2.4	CRITERE D'ISOGENERATION	226
4.3	APPLICATION ET VALIDATION	229
4.3.1	INTERPOLATIONS.....	230
4.3.1.1	PLANS D'EXPERIENCES.....	230
4.3.1.2	SECTIONS EFFICACES	233
4.3.1.3	COEFFICIENTS DE CONTRE-REACTION.....	234

4.3.1.4	VOLUME CRITIQUE	236
4.3.2	VALIDATION	238
4.3.2.1	CAS SiC	238
4.3.2.2	CAS VANADIUM.....	240
4.4	CONCLUSION	241
5	CHAPITRE V CONSIDERATIONS SUR LES ESTIMATEURS DE SURETE	242
5.1	CONSIDERATIONS CONCERNANT LA PUISSANCE DE POMPAGE.....	245
5.1.1	INTRODUCTION A LA DEMARCHE DE SURETE DU GFR	247
5.1.2	CONSEQUENCES SUR L'UTILISATION DE LA PUISSANCE DE POMPAGE	252
5.2	CONSIDERATIONS SUR LE TEMPS DE SURSIS	257
5.2.1	INERTIE THERMIQUE CŒUR	257
5.2.2	CONSEQUENCES SUR L'UTILISATION DU TEMPS DU SURSIS	260
5.3	CONSIDERATIONS SUR LES VALEURS ADMISSIBLES DE PRESSION INTERNE MAXIMALE.....	262
5.4	CONCLUSION	265
6	CHAPITRE VI APPLICATION A L'ETUDE DU GFR.....	266
6.1	CŒURS SiC AVEC JOINT HE.....	268
6.1.1	RAPPELS DES HYPOTHESES IMPORTANTES.....	268
6.1.2	RESULTATS	269
6.1.2.1	RESULTATS GENERAUX	270
6.1.2.2	VISUALISATION DES PERFORMANCES DES CŒURS	273
6.1.2.3	SELECTIONS DE CŒURS.....	274
6.1.3	OPTIMALITE DU CŒUR DE REFERENCE	282
6.2	CŒURS SiC AVEC BUFFER.....	285
6.2.1	RAPPELS DES HYPOTHESES IMPORTANTES.....	285
6.2.2	RESULTATS	285
6.2.2.1	RESULTATS GENERAUX	285
6.2.2.2	SELECTIONS DE CŒURS.....	287
6.2.2.3	PROPOSITION D'UN CŒUR DE REFERENCE BUFFER	296
6.3	CŒURS VANADIUM	297
6.3.1	RAPPELS DES HYPOTHESES IMPORTANTES.....	297
6.3.2	RESULTATS	299
6.3.2.1	RESULTATS GENERAUX	299
6.3.2.2	VISUALISATION DES PERFORMANCES DES CŒURS	302
6.3.2.3	SELECTIONS DE CŒURS.....	303
6.3.2.4	ANALYSE DE SENSIBILITE	310
6.4	CONCLUSION SUR LES RESULTATS	313
7	CHAPITRE VII CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	316
8	GLOSSAIRE ET NOTATIONS	321
9	REFERENCES.....	327
10	ANNEXES.....	337
10.1	RAPPELS DES FONDAMENTAUX DE NEUTRONIQUE	339
10.2	DEFINITION DES VECTEURS PU CONSIDERES	342
10.3	ANNEXE UFTOP	343
10.3.1	PHENOMENOLOGIE D'UNE INSERTION RAPIDE DE REACTIVITE.....	343

10.3.2	<i>PERTINENCE DU CRITERE DE PROMPTE-CRITICITE</i>	353
10.3.3	<i>ESTIMATEUR DE SURETE REPRESENTATIF D'UNE INSERTION RAPIDE DE REACTIVITE</i>	356
10.4	MODELISATION DES ACCIDENTS NON-PROTEGES	358
10.4.1	<i>MODELISATION</i>	358
10.4.1.1	<i>CONTRE-REACTIONS MODELISEES</i>	358
10.4.1.2	<i>CONTRE-REACTIONS NEGLIGEEES DANS LA MODELISATION</i>	363
10.4.1.3	<i>BILAN DE REACTIVITE LORS D'UN TRANSITOIRE</i>	364
10.4.2	<i>COMPARAISON AVEC CATHARE</i>	365
10.5	MODELE DE MASSE ASSEMBLAGE	367
10.6	MODELE DE COMPOSITION SIMPLIFIEE	369
10.7	VALIDATION DU MODELE DE VECTEUR PU A L'EQUILIBRE	373
10.8	REFLEXIONS SUR UN NOUVEL ESTIMATEUR DE SURETE DE LA TENUE MECANIQUE DU SIC 378	
10.9	ANNEXE CŒUR	384
<u>1.</u>	<u>CŒURS SIC JOINT HELIUM</u>	<u>386</u>
	CŒUR DE REFERENCE MARS-2009.....	386
	CŒUR D'ARTAGNAN	389
	CŒUR ORLANDO.....	392
	CŒUR MEDOR.....	395
	CŒUR MICKEY	398
	CŒUR MOZART	401
	CŒUR OUI OUI.....	404
	COMPARAISON DES PROFILS DE CŒURS SIC JOINT HELIUM.....	407
	TABLEAU DE CHOIX D'OPTIMISATION DES CŒURS SIC JOINT HELIUM.....	408
<u>2.</u>	<u>CŒURS SIC JOINT BUFFER</u>	<u>409</u>
	CŒUR MC GUYVER	409
	CŒUR MARGUERITE	412
	CŒUR PICSOU	415
	CŒUR YOHANA.....	418
	CŒUR MATHIEU	421
	CŒUR OBIWAN KENOBI.....	424
	CŒUR MIDAS	427
	CŒUR TOUTANKHAMON.....	430
	COMPARAISON DES PROFILS DE CŒURS SIC JOINT BUFFER	433
	TABLEAU DE CHOIX D'OPTIMISATION DES CŒURS BUFFER	434
<u>3.</u>	<u>CŒURS VANADIUM</u>	<u>435</u>
	CŒUR PAPYR	435
	CŒUR CHUCK NORRIS	438
	CŒUR SAINT EMILION	441
	CŒUR MAUPERTUIS	444
	CŒUR ARSENE LUPIN.....	447
	CŒUR AVATAR	450
	COMPARAISON DES PROFILS DE CŒURS VANADIUM.....	453
	TABLEAU DE CHOIX D'OPTIMISATION DES CŒURS VANADIUM.....	454

FIGURES

Figure 1 : Illustration des grands domaines de conception requis pour le RNR-G	24
Figure 2 : Schéma de conception classique d'un cœur	29
Figure 3 : Schéma générique des différentes approches d'optimisation	31
Figure 4 : Différentes approches d'optimisation dans un cas multi-physique multicritère	32
Figure 5 : Approche utilisée par EDF R&D	33
Figure 6 : Approche FARM	34
Figure 7 : Approche testée par le DEN/DM2S/SERMA	35
Figure 8 : Approche TRIAD	35
Figure 9 : Schéma de principe du compromis entre les performances du cœur et la sûreté du cœur	37
Figure 10 : Définition de l'inventaire Pu en cycle	39
Figure 11 : Schéma de principe de la masse retraitée de Plutonium	41
Figure 12 : Schéma de principe de l'enceinte de repli	44
Figure 13 : Schéma de principe du profil de température homogène	45
Figure 14 : Schéma de principe des transitoires non-protégés rapides ou lents	48
Figure 15 : Schéma de principe du couplage FARM / MultiGen	57
Figure 16 : Initialisation d'une population MultiGen	58
Figure 17 : Principe d'une itération sur une génération MultiGen	59
Figure 18 : Illustration de fronts de non-domination	59
Figure 19 : Critère d'arrêt d'une optimisation MultiGen	60
Figure 20 : Exemple de front de Pareto à 2 dimensions	61
Figure 21 : Schéma de principe d'un plan d'expérience réalisé avec des hyper-cubes latins	63
Figure 22 : Exemple d'espace de calcul, ou plan d'expérience, optimisé	64
Figure 23 : Illustration du tri de termes d'un polynôme	64
Figure 24 : Circuit primaire du RNR-G	70
Figure 25 : Système de manutention du RNR-G	70
Figure 26 : Vue du circuit primaire dans l'enceinte de repli et l'enceinte de confinement	71
Figure 27 : Schéma du cycle combiné de référence	71
Figure 28 : Vue générale du remontage du réacteur	72
Figure 29 : Réseau d'assemblages et Tube hexagonal	72
Figure 30 : Schéma constitutif d'une aiguille	73
Figure 31 : Répartition axiale d'une aiguille combustible d'un cœur gainé en SiC	74
Figure 32 : Comparaison des dispositions des vases d'expansion des cœurs SiC et V	75
Figure 33 : Modélisation de type « RZ » du cœur d'un GFR gainé en SiC	76
Figure 34 : Plan de chargement du cœur de référence	76
Figure 35 : Schéma de principe d'un TH hexagonal « mixte »	78
Figure 36 : Coupe transversale du concept de TH hexagonal « mixte », coupe AA à gauche, coupe BB à droite	78
Figure 37 : Coupe radiale d'une aiguille montrant l'implantation des liners d'une aiguille SiC	79
Figure 38 : Schéma de principe d'une grille de maintien sur un assemblage GFR	79
Figure 39 : Schéma de principe de l'équivalence de géométrie	85
Figure 40 : Dimensions d'un assemblage	86
Figure 41 : Réseau d'aiguilles	87
Figure 42 : Définition du diamètre hydraulique	87
Figure 43 : Détail d'une aiguille combustible	88
Figure 44 : Plan d'expérience associé à l'interpolation du rendement d'un cycle combiné	94
Figure 45 : Schéma de principe de l'influence du burn-up sur la quantité d'un isotope en irradiation à puissance volumique fixée	99
Figure 46 : Sensibilité des lois de puissance résiduelle au vecteur Pu et à la durée d'irradiation	101
Figure 47 : Evolution de la puissance résiduelle à burn-up constant pour trois durées d'irradiations	101
Figure 48 : Modélisation de la loi de puissance résiduelle	103
Figure 49 : Plan d'expérience des calculs CESAR à 70 points	104
Figure 50 : Variation du temps de refroidissement avec le modèle de la puissance totale cœur, pour différentes puissances volumiques et différents burn-up	105
Figure 51 : Schéma de convergence du calcul cœur FARM	107
Figure 52 : Schéma de convergence avec un point fixe	108
Figure 53 : Schéma de principe de l'algorithme de Nelder-Mead en 2 dimensions	109
Figure 54 : Schéma d'une itération avec l'algorithme du point fixe	110
Figure 55 : Schéma d'une itération avec l'algorithme de Nelder-Mead	111
Figure 56 : Schéma de principe d'une itération de l'algorithme de Newton	113
Figure 57 : Schéma de principe de la mise à jour des profils de températures (et autres variables nécessitant convergence non traitées par l'algorithme) dans le cas Newton/Point fixe	113

Figure 58 : Schéma de principe d'une divergence de l'algorithme de Newton.....	114
Figure 59 : Schéma de principe du rejet de certains cœurs	115
Figure 60 : Schéma de principe de la validation de domaine soumise à la convergence	116
Figure 61 : Définition des différents canaux hydrauliques d'un assemblage.....	118
Figure 62 : Présentation du SiC/SiCf.....	123
Figure 63 : Concept de combustible à plaque macro-structurée	124
Figure 64 : Schéma de principe du buffer	125
Figure 65 : Echantillons de Vanadium.....	127
Figure 66 : Profils axiaux de puissance et de température caloporteur	130
Figure 67 : Exemple de rattrapage du jeu pastille/gaine sur le cœur SiC joint hélium, version mi-2008, METEOR.V2.0.2.....	131
Figure 68 : Evolution de la température de surface du combustible du cœur de référence SiC, METEOR.V2.0.2 ..	134
Figure 69 : Schéma de principe de la température représentative d'irradiation.....	136
Figure 70 : Schéma de principe de la modélisation de la température surface combustible dans le cas d'une gaine Vanadium.....	137
Figure 71 : Schéma de principe des différentes contraintes d'un cylindre	139
Figure 72 : Sens de la déformation induite par le fluage au cours de l'irradiation.....	141
Figure 73 : Profils axiaux de contraintes Von Mises dans une gaine vanadium (cœur Papyr)	142
Figure 74 : Profil axial de rayon interne gaine au cours du temps sur un cœur gainé vanadium	143
Figure 75 : Exemple d'évolution du rayon de la pastille en fonction du temps avec un gainage Vanadium	143
Figure 76 : Répartition du fluage total entre le fluage thermique et le fluage d'irradiation	144
Figure 77 : Exemple de profil de contrainte Von Mises à une cote donnée dans une gaine vanadium en fonction du temps.....	145
Figure 78 : Exemple de profils axiaux de contrainte Von Mises en Début de vie et contrainte à saturation calculé par FARM.....	146
Figure 79 : Schéma de principe du calcul du burn-up maximal atteignable dans FARM en cas d'IMPG	147
Figure 80 : Exemple de profils axiaux de burn-up à l'IMPG et burn-up maximum calculés par FARM (cœur Papyr)	148
Figure 81 : Vitesses de fluage thermique en situation accidentelle.....	149
Figure 82 : Profils axiaux de température moyenne gaine en régime nominal et en situation accidentelle du cœur « Papyr »	150
Figure 83 : Profils axiaux de fluage du cœur « Papyr »	151
Figure 84 : Exemple de courbe du taux de relâchement de gaz TR en fonction du burn-up	153
Figure 85 : Exemple de courbe de gonflement DR en fonction du burn-up	154
Figure 86 : Exemple de saturation du taux de relâchement de gaz de fission.....	155
Figure 87 : Exemple d'interpolation dans un cas de saturation du taux de relâchement	156
Figure 88 : Plan d'expériences associé à l'espace de calcul D1	158
Figure 89 : Plan d'expérience associé à l'espace de calcul D2.....	161
Figure 90 : Plan d'expériences associé à l'espace de calcul D3	163
Figure 91 : Plan d'expérience associé à l'espace de calcul D4.....	165
Figure 92 : Calcul des températures radiales d'une aiguille combustible.....	168
Figure 93 : Comparaison des températures début de vie FARM/METEOR sur le cœur de référence mars-2009... ..	172
Figure 94 : Evolution du Delta T pastille/gaine, à la cellule dimensionnante du cœur de référence.....	174
Figure 95 : Méthodes d'intégration du volume de gaz de fission relâché dans l'aiguille.....	179
Figure 96 : Profils de température et de taux de relâchement de gaz de fission sur le cœur de référence mars-2009	182
Figure 97 : Profils de température et de gonflement sur le cœur de référence mars-2009.....	182
Figure 98 : Profils de température et de taux de relâchement de gaz de fission sur le cœur Yohana.....	183
Figure 99 : Profils de température et de gonflement sur le cœur Yohana.....	183
Figure 100 : Exemple de relâchement de contrainte thermique sur une gaine vanadium, en entrée cœur.....	187
Figure 101 : Déplacement radial de la gaine.....	192
Figure 102 : Schéma de principe des profils de contraintes pour les intégrales de fluage.....	193
Figure 103 : Comparaison FARM/METEOR des profils de gonflement radial du combustible sur le cœur Papyr.	195
Figure 104 : Comparaison FARM/METEOR des profils de relâchement de gaz de fission sur le cœur Papyr	195
Figure 105 : Comparaison FARM/METEOR des profils de burn-up à l'IMPG sur le cœur Papyr	196
Figure 106 : Comparaison FARM/METEOR des profils de contrainte début de vie et à saturation sur le cœur Papyr	196
Figure 107 : Comparaison FARM/METEOR des profils axiaux de fluage thermique sous irradiation sur le coeur Papyr	198
Figure 108 : Schéma de principe de la recherche de criticité à milieu fissile donné.....	203
Figure 109 : Schéma de principe de la recherche de criticité et d'isogénération.....	204
Figure 110 : Schéma de principe de la méthode des sections macroscopiques.....	209

Figure 111 : Schéma de principe de l'utilisation des compositions simplifiées	211
Figure 112 : Profil axial de puissance linéique.....	212
Figure 113 : Profil de flux axial du cœur FARM-65	214
Figure 114 : Profil de flux axial du cœur FARM-38	215
Figure 115 : Profil de flux axial du cœur FARM-56	215
Figure 116 : Profil de flux axial du cœur FARM-187	216
Figure 117 : Schéma d'évolution des atomes lourds dans un RNR.....	221
Figure 118 : Schéma d'évolution des atomes lourds considéré dans FARM	222
Figure 119 : Représentation schématique des teneurs isotopiques au cours d'un cycle.....	227
Figure 120 : Validation du critère d'isogénération	229
Figure 121 : Plan d'expérience des calculs ERANOS pour le cas SiC	231
Figure 122 : Plan d'expérience des calculs ERANOS pour le cas Vanadium.....	232
Figure 123 : Exemple de variation du coefficient de vidange en fonction du burn-up.....	235
Figure 124 : Schéma de principe de calcul des sections macroscopiques des points d'expérience.....	236
Figure 125 : Répartition des variables pour l'interpolation du volume critique cas SiC	237
Figure 126 : Répartition des variables pour l'interpolation du volume critique cas V.....	238
Figure 127 : Profil de réactivité au cours de l'irradiation du cœur marguerite.....	239
Figure 128 : Schéma de principe des boucles d'évacuation de puissance résiduelle par convection naturelle.....	249
Figure 129 : Vue d'artiste de la conception système du GFR.....	249
Figure 130 : Schéma de principe de l'évacuation de puissance résiduelle aux différents niveaux de pression du GFR	250
Figure 131 : Puissance résiduelle évacuable en convection naturelle pour différents cœurs, avec des puissance de pompage variables.....	255
Figure 132 : Durée avant que la convection naturelle puisse évacuer la puissance résiduelle pour différentes configurations.....	255
Figure 133 : Calcul du temps de sursis avec l'inertie des pompes, sur le cœur de référence	259
Figure 134 : Carte des cœurs FARM en puissance de pompage normalisée et temps de sursis	261
Figure 135 : Schéma d'un tube sous pression interne.....	263
Figure 136 : Profil du cœur d'Artagnan	275
Figure 137 : Profil du cœur Orlando	276
Figure 138 : Profil du cœur Médor	276
Figure 139 : Profil du cœur Mickey	277
Figure 140 : Profil du cœur Mozart	278
Figure 141 : Profil du cœur Oui Oui.....	279
Figure 142 : Profils de divers cœurs SiC joint He à faible MSPu.....	280
Figure 143 : Profils de divers cœurs SiC joint He intrinsèquement sûrs	281
Figure 144 : Profils de divers cœurs SiC joint He.....	281
Figure 145 : Schéma de principe de l'incertitude induite sur le caractère optimal ou non d'un cœur, à cause de l'aspect discret du front de Pareto MultiGen : cas indéterminé.....	284
Figure 146 : Schéma de principe de l'incertitude induite sur le caractère optimal ou non d'un cœur, à cause de l'aspect discret du front de Pareto MultiGen : cas où le gain est mesurable.....	284
Figure 147 : Profil du cœur Mac Gyver.....	288
Figure 148 : Profil du cœur Marguerite.....	289
Figure 149 : Profil du cœur Picsou.....	290
Figure 150 : Profil du cœur Yohana.....	291
Figure 151 : Profil du cœur Mathieu.....	292
Figure 152 : Profil du cœur Midas.....	293
Figure 153 : Profils de divers cœurs SiC buffer à faible MSPu	294
Figure 154 : Profils de divers cœurs SiC buffer à estimateurs de sûreté favorables.....	295
Figure 155 : Profils de divers cœurs SiC buffer	295
Figure 156 : Profil du cœur Papyr.....	304
Figure 157 : Profil du cœur Chuck Norris	305
Figure 158 : Profil du cœur Saint Emilion.....	306
Figure 159 : Profil du cœur Maupertuis	306
Figure 160 : Profil du cœur Arsène Lupin	307
Figure 161 : Profil du cœur Avatar.....	308
Figure 162 : Profils de divers cœurs Vanadium à faible MSPu	309
Figure 163 : Profils de divers cœurs Vanadium à estimateurs de sûreté favorables	309
Figure 164 : Profils de divers cœurs Vanadium.....	310
Figure 165 : Méthode d'analyse de sensibilité.....	311
Figure 166 : Schéma de principe d'une fission	339
Figure 167 : Section efficace d'absorption du Pu239.....	340

Figure 168 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 100%PN.....	350
Figure 169 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 100% PN avec un retard doppler de 1ms.....	350
Figure 170 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,5\$/ms à 100% PN.....	351
Figure 171 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 1% PN.....	352
Figure 172 : Evolution de la puissance lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 1% PN.....	352
Figure 173 : Profils de réactivité et température d'une dépressurisation à 100%PN et τ 1ms	354
Figure 174 : Profils de réactivité et de puissance d'une dépressurisation à 100%PN et τ 1ms	355
Figure 175 : Profils de réactivité et température d'une dépressurisation à 1%PN et τ 1ms	355
Figure 176 : Profils de réactivité et de puissance d'une dépressurisation à 1%PN et τ 1ms	356
Figure 177: Dilatations axiales du combustible.....	359
Figure 178 : Variation de la réactivité en fonction de la masse volumique du caloporteur pour différentes composition du caloporteur.....	360
Figure 179 : Schéma d'organisation simplifiée de la cuve pour l'étude des dilatations différentielles cœur-barres-cuve.....	361
Figure 180 : Efficacité des barres de commande (ou courbe en S) du cœur de référence	363
Figure 181 : Schéma explicatif d'un entre-plat externe	367
Figure 182 : Schéma d'un réseau d'aiguille	369
Figure 183 : Schéma de composition d'une aiguille	370
Figure 184 : Schéma de principe du calcul de la contrainte de dilatation thermique.....	379
Figure 185 : Exemple de chargement thermique d'une gaine calculé par METEOR	380
Figure 186 : Exemple de restauration des contraintes en cas d'arrêt du réacteur	381

TABLEAUX

Tableau 1 : Liste des différents accidents non-protégés.....	50
Tableau 2 : Performances du cœur de référence mars 2009.....	56
Tableau 3 : Variables d'optimisation du GFR et domaines d'étude associés	82
Tableau 4 : Domaine de burn-up et puissance volumique étudié pour le calcul du temps de refroidissement	103
Tableau 5 : Sensibilité des durées de refroidissement au critère de puissance résiduelle cœur	105
Tableau 6 : Espace de calcul D1, représentatif de l'ensemble du cœur.....	158
Tableau 7 : Performances de l'interpolation de TRX et TRX2 pour le domaine D1	159
Tableau 8 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D1.....	159
Tableau 9 : Espace de calcul D2, représentatif des conditions de la cellule dimensionnante	160
Tableau 10 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D2.....	161
Tableau 11 : Espace de calcul D3, représentatif de l'ensemble du cœur	162
Tableau 12 : Performances de l'interpolation de TRX et TRX2 pour le domaine D3	163
Tableau 13 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D3.....	164
Tableau 14 : Espace de calcul D4, représentatif des conditions de la cellule dimensionnante	164
Tableau 15 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D4.....	165
Tableau 16 : Facteurs d'amélioration thermique du joint pour différentes porosités du buffer	171
Tableau 17 : Valeurs des paramètres α et β	181
Tableau 18 : Comparaison des burn-up estimées par FARM et METEOR dans le cas joint Hélium	184
Tableau 19 : Comparaison des burn-up estimées par FARM et METEOR dans le cas buffer.....	185
Tableau 20 : Comparaison des quantités de gaz de fission relâchées estimées par FARM et METEOR dans le cas joint Hélium.....	185
Tableau 21 : Comparaison des quantités de gaz de fission relâchées estimées par FARM et METEOR dans le cas buffer	186
Tableau 22 : Comparaison des burn-up estimées par FARM et METEOR dans le cas Vanadium.....	199
Tableau 23 : Caractéristiques des cœurs étudiés pour le profil de flux axial	213
Tableau 24 : Comparaison des différents schémas de calcul ERANOS 2.1 pour un cœur SiC.....	217
Tableau 25 : Vecteur Pu d'équilibre du cœur de référence utilisé dans les calculs ERANOS.....	220
Tableau 26 : Espace de calcul ERANOS pour le cas SiC.....	230
Tableau 27 : Espace de calcul ERANOS pour le cas Vanadium.....	231
Tableau 28 : Paramètres de contre-réaction neutronique interpolés.....	234
Tableau 29 : Comparaison des ordres de grandeurs de quelques caloporteurs	246
Tableau 30 : Puissances de pompages maximales pour évacuer la puissance résiduelle en convection naturelle dans différentes configurations.....	254
Tableau 31 : Temps de sursis prenant en compte l'inertie des pompes pour différentes loi de débits pour le cœur de référence.....	259
Tableau 32 : Comparaison entre les pressions réelles à l'intérieur de l'aiguille en fin de vie et l'estimateur de sûreté Pression Interne Maximale	264
Tableau 33 : Domaines de variation des variables d'optimisation dans le front de Pareto SiC joint He.....	271
Tableau 34 : Domaine de variation des estimateurs de sûreté non-protégés pour les cœurs SiC joint He.....	272
Tableau 35 : Valeurs des bornes considérées pour la visualisation des performances des cœurs SiC.....	273
Tableau 36 : Objectifs de sélection des différents cœurs SiC joint He	280
Tableau 37 : Table d'équivalence des performances des cœurs SiC joint He.....	282
Tableau 38 : Domaines de variation des variables d'optimisation dans le front de Pareto SiC buffer	286
Tableau 39 : Domaine de variation des estimateurs de sûreté non-protégés pour les cœurs SiC Buffer.....	287
Tableau 40 : Objectifs de sélection des différents cœurs SiC buffer.....	294
Tableau 41 : Table d'équivalence des performances des cœurs SiC buffer	296
Tableau 42 : Domaines de variation des variables d'optimisation dans le front de Pareto Vanadium	299
Tableau 43 : Domaine de variation des estimateurs de sûreté non-protégés pour les cœurs Vanadium	302
Tableau 44 : Valeurs des bornes considérées pour la visualisation des performances des cœurs Vanadium.....	303
Tableau 45 : Objectifs de sélection des différents cœurs Vanadium	308
Tableau 46 : Table d'équivalence des performances des cœurs Vanadium	310
Tableau 47 : Modification du profil du cœur Papyr induite par une variation d'épaisseur de liner	311
Tableau 48 : Définition des vecteurs Pu2016, Pu2035 et du vecteur Pu à l'équilibre du cœur de référence	342
Tableau 49 : récapitulatif des simulations de vidange cœur	356
Tableau 50 : caractéristiques des 6 pièces intervenant dans le calcul des dilatations différentielles cœur-barres-cuve.....	362
Tableau 51 : Coefficients de contre-réactions du cœur de référence	364
Tableau 52 : Comparaison FARM/CATHARE pour les accidents non-protégés du cœur de référence.....	366
Tableau 53 : Gain par rapport au cœur de référence pour les différents estimateurs de sureté non-protégés calculé par FARM et CATHARE.....	366

<i>Tableau 54 : Caractéristiques influant sur le vecteur Pu à l'équilibre du cœur de référence et de Mélanie et Roméo</i>	373
<i>Tableau 55 : Vecteurs Pu massiques du cœur de référence, avec apport de Pu2016, comparaison FARM/ERANOS</i>	374
<i>Tableau 56 : Vecteurs Pu massiques du cœur Mélanie, avec apport de Pu2016, comparaison FARM/ERANOS...</i>	374
<i>Tableau 57 : Vecteurs Pu massiques du cœur de référence, avec apport de Pu239 et Tref=7, comparaison FARM/ERANOS</i>	375
<i>Tableau 58 : Vecteurs Pu massiques du cœur Mélanie, avec apport de Pu239 et Tref=7, comparaison FARM/ERANOS</i>	375
<i>Tableau 59 : Vecteurs Pu massiques du cœur Mélanie, avec apport de Pu239 et Tref=3, comparaison FARM/ERANOS</i>	376
<i>Tableau 60 : Vecteurs Pu massiques du cœur Roméo, avec apport de Pu239 et Tref=7, comparaison FARM/ERANOS</i>	376

INTRODUCTION

« Demandez à un cadre dirigeant du monde pétrolier dans combien de temps les deux milliards d'Indiens et de Chinois vivront comme un Français actuel. Avant toute réponse, vous obtiendrez un grand éclat de rire. »

Jean-Marc Jancovici

« Le problème aujourd'hui n'est pas l'énergie atomique, mais le cœur des hommes. »

Albert Einstein

INTRODUCTION

L'humanité va être confrontée, dans les 50 prochaines années, à deux problèmes majeurs, parmi d'autres ; une crise énergétique sans précédent, et le réchauffement climatique.

En effet, la croissance démographique (qui devrait culminer à 9 milliards d'individus en 2050), couplée au développement et l'élévation du niveau de vie de nombreux pays va nécessiter une multiplication de la production d'énergie mondiale d'environ 2 à 4 fois. Même en améliorant fortement l'efficacité énergétique, sans cette augmentation de la production énergétique, c'est le maintien du niveau de vie des pays riches actuels et le développement des pays en voie de développement qui seraient compromis. Mais cette augmentation de la production énergétique se heurte alors aux deux écueils mentionnés précédemment. Tout d'abord, la raréfaction des ressources pétrolières et éventuellement celles de gaz (suivant le potentiel des gaz de schiste dont l'exploitation industrielle est très récente), ainsi que les conflits géopolitiques générés par leur répartition très inégale à la surface de la planète, risquent de poser des problèmes majeurs d'approvisionnement énergétique. De plus, ces sources d'énergies, au même titre que le charbon, (dont les ressources sont elles beaucoup plus importantes, même si son bilan humain est actuellement désastreux ; environ 15 000 morts par an dans les mines), sont très fortement émettrices de CO₂, principal gaz à effet de serre anthropique. Les émissions très importantes de ce gaz (environ 30Gt/an) perturbent l'équilibre climatique et vont induire des modifications brutales (de l'ordre de la décennie) du climat. Les conséquences possibles de ce dérèglement sont très importantes avec, entre autres, la disparition de nombreux écosystèmes (la moitié des espèces vivantes menacées de disparition), l'accélération de la désertification et de l'élévation du niveau des océans (l'ONU estime à 200 millions le nombre de réfugiés climatiques pour une augmentation de 40 cm), une augmentation des phénomènes naturels extrêmes (cyclones, typhons) et des migrations de maladies accrues (le nouveau climat rendant possible des migrations d'insectes vecteurs de maladie). Ces énergies d'origines fossiles (pétrole, gaz, charbon) représentent aujourd'hui environ 80% de la consommation mondiale d'énergie primaire.

Face à ces deux défis, il est alors urgent de poser maintenant les bases d'un avenir énergétique durable. Pour cela de nombreuses solutions sont possibles, telles que l'amélioration de l'efficacité énergétique, le stockage du CO₂ émis par les centrales utilisant des combustibles fossiles, l'utilisation massive des énergies renouvelables, le recours à l'énergie nucléaire et une adaptation de nos modes de vie. Seulement, même si de grandes incertitudes demeurent sur le potentiel de chaque solution, les études du GIEC indiquent qu'un cumul de chacune de ces solutions permettrait alors juste de stabiliser le dérèglement climatique à un réchauffement global compris entre 1,5 et 4°C (avec une valeur la plus vraisemblable à 2,5°C).

Parmi toutes ces solutions, la relance de l'énergie nucléaire est très étudiée, car cette énergie est à la fois économique, très faiblement émettrice de gaz à effet de serre, et malgré le terrible accident de Fukushima, une énergie présentant un risque sanitaire tout à fait acceptable (comparé aux émissions atmosphériques du charbon et pétrole, aussi bien en termes de CO₂ qu'en particules, risques de marée noire, risques associés à l'extraction du charbon, risques géopolitiques, de rupture de barrage pour l'énergie hydroélectrique, accident chimique pour la production des panneaux solaires photovoltaïques, etc...). Les scénarios de déploiement de cette énergie envisagent alors la possibilité d'un doublement voire d'un quadruplement de la puissance nucléaire installée, d'ici 2050. Sous l'hypothèse d'un tel redéploiement de l'énergie nucléaire, la question des ressources disponibles en uranium doit alors être posée. A l'échelle mondiale, on dispose en effet, pour un prix de l'uranium similaire au prix actuel, de réserves découvertes de l'ordre de 100 ans, au rythme de consommation actuel. En cas de redémarrage massif du nucléaire, plusieurs solutions pourraient alors permettre de fournir le combustible nécessaire (utilisation de ressources non conventionnelles à plus haut prix, réutilisation de l'uranium de retraitement), mais il est clair que l'avenir à long terme, et la durabilité de cette énergie à l'échelle de 200-300 ans (horizon à partir duquel les ressources fossiles auront majoritairement disparues) passe par une meilleure utilisation des ressources.

Cette meilleure utilisation des ressources est possible dans les réacteurs à neutrons rapides de type RNR-G (Réacteurs à Neutrons Rapides refroidis au Gaz, en l'occurrence de

INTRODUCTION

l'hélium, étudiés dans cette thèse), RNR-Na (Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au Sodium), les réacteurs refroidis au plomb liquide ou encore les réacteurs à sels fondus. En effet, ces réacteurs dits régénérateurs, ne consomment alors plus l'isotope U235 fissile (c'est-à-dire utilisable pour faire de l'énergie par fission), qui ne constitue que 0,7% de l'uranium naturel, mais l'U238 (qui constitue les 99,3% restants), en le transformant par capture neutronique en Plutonium, également fissile. La consommation en Uranium de ce type de réacteur est alors divisée par un facteur de l'ordre de 100, rendant cette source d'énergie durable à très long terme. Un autre intérêt majeur de ces réacteurs est leur capacité à transmuter (c'est-à-dire détruire) les déchets nucléaires de haute activité et à vie longue que sont les actinides mineurs (principalement Am, Cm, Np), de façon à ramener la durée de vie des déchets ultimes de ce type de réacteurs à une durée de l'ordre de 300 ans, plus compatible avec une gestion humaine.

C'est pourquoi le CEA² (Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives), s'est attaché au cours des dernières années à développer et étudier les deux concepts que sont le RNR-G et le RNR-Na. Si le RNR-Na est la technologie de référence, performante et déjà relativement bien connue grâce à aux réacteurs français Rapsodie, Phénix et Superphénix, ainsi que entre autres Monju (Japon), PFBR (en construction en Inde), BN800 (Russie), le RNR-G est par contre une technologie beaucoup plus innovante qui n'a aucun équivalent construit aujourd'hui. La conception de réacteurs refroidis au gaz n'est pourtant pas nouvelle. Des réacteurs thermiques refroidis au CO₂ gazeux ont déjà été construits et exploités (filiale UNGG, et Magnox), de plus la filière de Génération IV VHTR, utilisant également de l'hélium a déjà fait l'objet de plusieurs démonstrateurs, mais toujours en spectre thermique.

Comparativement au sodium, qui présente d'excellentes propriétés en tant que caloporteur, l'hélium présente d'autres avantages. Tout d'abord il est chimiquement inerte, ce qui offre des avantages en termes de sûreté et facilité d'exploitation. Il est également transparent ce qui offre un avantage non-négligeable en terme d'inspection, n'est pas activé au cours de l'irradiation et ne présente aucun changement de phase (pas de risque de crise d'ébullition comme sur les réacteurs à eau ou à sodium) ce qui permet d'atteindre des hautes températures en toute sécurité. De telles températures pourraient alors être utilisées pour la production d'hydrogène avec de hauts rendements. Par contre, les principaux inconvénients de l'hélium sont sa faible inertie et conductivité thermique et sa capacité très réduite à fonctionner en convection naturelle.

Au CEA, les RNR-G sont alors actuellement considérés comme une alternative aux RNR-Na, qui restent la solution de référence. Un démonstrateur de RNR-G, appelé ALLEGRO est actuellement étudié dans le cadre d'un projet européen.

La conception d'un nouveau type de réacteur tel que le RNR-G est un travail extrêmement long et vaste (voir Figure 1), qui nécessite la conception d'un nouveau combustible (le combustible carbure), d'un nouveau matériau de gainage (le SiC ou le Vanadium), du cœur du réacteur (zone où ont lieu les réactions fissiles qui produisent l'énergie), de la cuve et de tous les éléments du circuit primaire, des installations de conversion de la chaleur en électricité, ainsi que de toutes les analyses de sûreté et des systèmes et procédures associées. Chacune de ces études nécessitant également des moyens de simulation considérables pour pouvoir étudier les différents phénomènes intervenant dans sa conception.

Conception matériaux

Conception cœur

Conception système

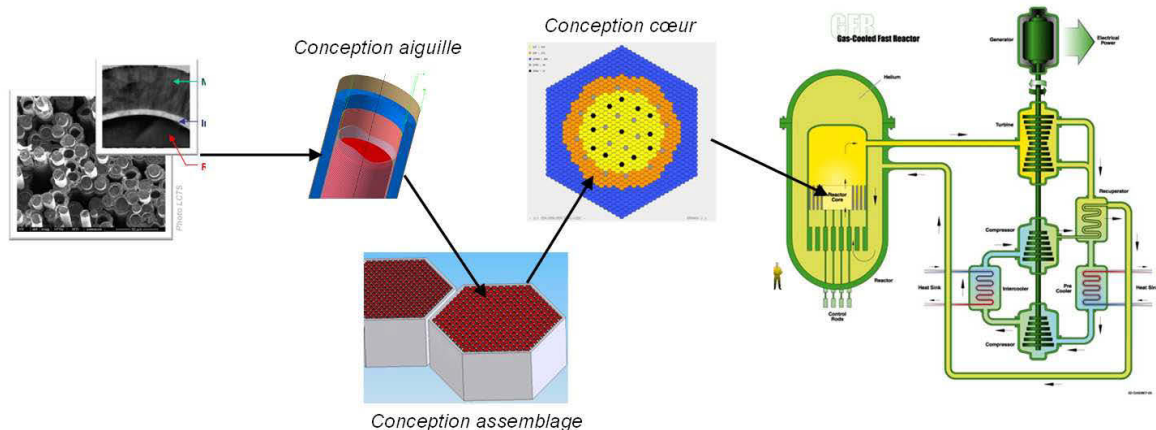


Figure 1 : Illustration des grands domaines de conception requis pour le RNR-G

Au CEA, au sein de la Division de l'Energie Nucléaire (DEN), deux départements ont particulièrement été impliqués dans les études de conception du RNR-G, le Département d'Etude des Réacteurs (DER), pour la conception du cœur et des systèmes, et le Département d'Etude du Combustible (DEC) pour la conception du cœur et des assemblages combustible.

Parmi l'ensemble des sujets précédents, il ne sera abordé dans cette thèse que les aspects liés à la conception du cœur du réacteur. Il s'agit d'une étape essentielle, à l'interface entre plusieurs disciplines (neutronique, physique du combustible, thermo-hydraulique, sûreté), et qui a un impact décisif sur les performances du réacteur du point de vue de sa consommation de combustible et du cycle associé, ainsi que sur la sûreté de l'installation (ou plus exactement sur le prix des systèmes de sûreté à mettre en place pour atteindre le niveau de sûreté requis).

Le travail présenté ci-dessous a été réalisé au CEA de Cadarache, au DER/SESI (Service d'Etude des Systèmes Innovants), en collaboration très étroite avec le DEC/SESC (Service d'Etude et de Simulation du comportement des Combustibles), et le DER/SPRC (Service de Physique des Réacteurs et du Cycle).

Il a consisté en la mise en place et l'utilisation d'une nouvelle méthode de conception et d'optimisation des cœurs de RNR-G : FARM. Cette méthode a alors été utilisée pour optimiser la conception de trois concepts de cœurs de RNR-G, utilisant trois types de combustible différents.

En plus des diffusions internes au CEA, ces travaux ont déjà fait l'objet des publications suivantes :

- [ING11] X. Ingremau, G. Rimpault, P. Dumaz, S. David, D. Plancq, S. Dardour, M. Zabiego « FARM : A new tool for optimizing the core performance and safety characteristics of Gas cooled Fast Reactor cores », in Proceedings of the ICAPP 2011 conference, papier 11053, Nice, France, May 2-5
- [HOU11] E. Hourcade, X. Ingremau, P. Dumaz, S. Dardour, D. Schmitt, S. Massara, G. Darmet « Innovative methodologies for Fast Reactor core Design and Optimisation », in Proceedings of the ICAPP 2011 conference, papier 11329, Nice, France, May 2-5
- [ING10] X. Ingremau, P. Dumaz, G. Rimpault, S. David, M. Zabiego, D. Plancq, P. Richard, B. looss, D. Haubensack « FARM : A new tool for optimizing the core performance and safety characteristics of Gas cooled Fast Reactor cores », in

INTRODUCTION

Proceedings of the ENC 2010 conference, H1 Reactor Technologies, **ISBN 978-92-95064-09-6**

<http://www.euronuclear.org/events/enc/enc2010/transactions/ENC2010-transactions-tue.pdf>

Deux autres publications, une sur les méthodes d'optimisation cœur, et une sur les derniers résultats obtenus par FARM sur l'optimisation des cœurs de RNR-G sont en cours de finalisation et vont être proposées sous peu à la revue « Nuclear Engineering and Design ».

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

« L'homme raisonnable s'adapte au monde. Celui qui est déraisonnable persiste à vouloir adapter le monde à lui-même. Aussi tout progrès dépend de l'homme déraisonnable. »

George Bernard Shaw

« Les ordinateurs sont inutiles, ils ne donnent que des réponses. »

Pablo Picasso

Chapitre I
FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

1	<u>CHAPITRE I FARM : UNE METHODE D'OPTIMISATION DES CŒURS</u>	26
1.1	METHODES D'OPTIMISATION	30
1.2	PERFORMANCES D'UN CŒUR	36
<i>1.2.1</i>	<i>PERFORMANCES DU CŒUR</i>	<i>37</i>
<i>1.2.2</i>	<i>ESTIMATEURS DE SURETE</i>	<i>42</i>
<i>1.2.2.1</i>	<i>ESTIMATEURS DE SURETE DES ACCIDENTS PROTEGES</i>	<i>44</i>
<i>1.2.2.2</i>	<i>ESTIMATEURS DE SURETE DES ACCIDENTS NON-PROTEGES</i>	<i>47</i>
<i>1.2.3</i>	<i>PERFORMANCES DU CŒUR DE REFERENCE GFR SiC AIGUILLE CARBURE</i>	<i>55</i>
1.3	OPTIMISATION PAR ALGORITHME GENETIQUE : MULTIGEN	57
1.4	INTERPOLATION ET META-MODELES	62
1.5	CONCLUSION	66

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Avant toute chose, on tient à préciser au lecteur qu'un glossaire, disponible à la fin du document (page 321), permettra d'éclaircir toutes les notations et les acronymes. Tous les termes techniques indiqués en italique y sont notamment explicités.

La conception du cœur d'un réacteur est une étape décisive de la conception du nouveau réacteur nucléaire, puisqu'elle va avoir un impact très important sur les performances du cycle du combustible, ainsi que sur l'ensemble des systèmes de sûreté nécessaires pour atteindre le niveau de sûreté requis par l'autorité de sûreté. Or la conception d'un tel objet est un processus très complexe, car elle couple de façon très étroite différents domaines de la physique (neutronique, thermomécanique du combustible, thermo-hydraulique, etc.). Ainsi lorsqu'une discipline cherche à optimiser un paramètre, elle va modifier la conception, en dégradant, peut-être de façon inopinée, les performances des autres disciplines. Il en résulte un arbitrage toujours délicat entre les performances de chaque discipline (amélioration des performances neutroniques, ou combustible par exemple), car on ne sait alors pas estimer à l'avance les gains et les pertes dans tel ou tel domaine.

Historiquement au CEA, le principal paramètre qui était utilisé pour faire dialoguer au mieux les différentes disciplines était la puissance linéique maximale de l'aiguille combustible. Cette grandeur est en effet un indicateur pertinent pour caractériser le comportement thermo-hydraulique, et de physique du combustible d'une aiguille. A l'aide de l'outil COPENIC (qui calculait la géométrie du cœur, ainsi que des grandeurs thermo-hydrauliques telles que la perte de charges), de nombreuses itérations, relativement rapides, étaient réalisées entre les calculs neutroniques et thermo-hydrauliques de façon à respecter un critère de puissance linéique maximale. Une fois la conception suffisamment avancée (au vu des critères neutroniques et thermo-hydrauliques), des calculs de thermo-mécanique du combustible permettaient d'évaluer le burn-up atteignable avec ce concept, et proposaient des modifications en vue de l'améliorer. Ainsi, après un très grand nombre d'itérations, la conception du cœur finissait par converger vers une image, qui remplissait les objectifs, mais sans avoir mesuré l'impact de la conception du cœur sur les systèmes, ni savoir s'il s'agissait du meilleur cœur possible.

A partir de 2002, cette méthode a été améliorée, en intégrant notamment dans COPENIC un calcul simplifié de la température du combustible en régime nominal (de façon à mieux estimer les puissances linéiques maximales atteignables), ainsi que des calculs à puissance et débits réduits pour simuler de manière succincte des transitoires accidentels.

Cette méthode de conception itérative, guidée par les réunions de concertation et l'intuition physique des experts, est toujours celle qui est utilisée aujourd'hui. Mais, si elle a permis d'obtenir de bons résultats, elle présente néanmoins un certain nombre de limites. Tout d'abord le grand nombre d'itérations requis fait de la conception d'un cœur un processus long et coûteux, d'autant plus que chaque itération fait alors appel aux codes de références (gourmands en temps de calcul et en temps de travail). De plus, cette méthode ne permet pas d'explorer de très larges domaines d'études (la conception d'un cœur fait intervenir environ une dizaine de paramètres), et conduit souvent à fixer certains paramètres de façon conservative, sans les ré-optimiser par la suite. Il est alors possible, si le nombre d'itérations n'a pas été suffisant, qu'il ne s'agisse pas du cœur le plus adapté. Mais surtout, on ne dispose d'aucun moyen pour le savoir. De plus, le manque de critères pour mesurer la performance globale du cœur (plutôt que sa performance neutronique ou de physique du combustible), dans un problème aussi multi-objectif (où l'on souhaite améliorer plusieurs performances et la sûreté), ne permet pas de mesurer clairement les gains et les compromis entre les différents aspects (influence de la conception cœur sur les systèmes, sur le cycle du combustible, etc...). Si des optimisations sont bien réalisées domaine par domaine (celles qui interagissent peu avec les autres spécialités), avec leurs propres performances, la conception globale couplée du cœur ne bénéficie pas d'une réelle optimisation ; le cœur le plus adapté au projet peut ainsi ne pas être trouvé.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

De plus, l'analyse de sûreté du réacteur est prise en compte de façon très simplifiée à ce stade de la conception, principalement par des marges à la fusion, la perte de charge du cœur et quelques coefficients neutroniques. Et ce n'est que lorsqu'une image de cœur est bien optimisée, que les études de sûreté détaillées commencent, pour éventuellement réitérer à nouveau avec les équipes de conception (voir Figure 2). S'il n'est de toute façon pas possible d'effectuer une analyse de sûreté complète du cœur, sans avoir défini tous les systèmes de sûreté qui l'accompagnent, l'évaluation du niveau de « sûreté intrinsèque » du cœur reste incomplète. Il est alors difficile dans ces conditions d'optimiser à la fois les performances et la sûreté d'un cœur, même si de très bons niveaux de sûreté peuvent être obtenus.

Il existe dans la littérature une très grande quantité d'études « d'optimisation » de cœurs de réacteurs (au sens où elles améliorent les performances par rapport à une référence), qui se heurtent toujours aux problèmes cités ci-dessus ; soit elles n'optimisent qu'un seul aspect de la conception du cœur, souvent la neutronique [SAC06] [SUN11] [PER11], soit elles optimisent les différents domaines séparément [BAH08]. De plus, la sûreté y est généralement prise en compte de façon très simplifiée.

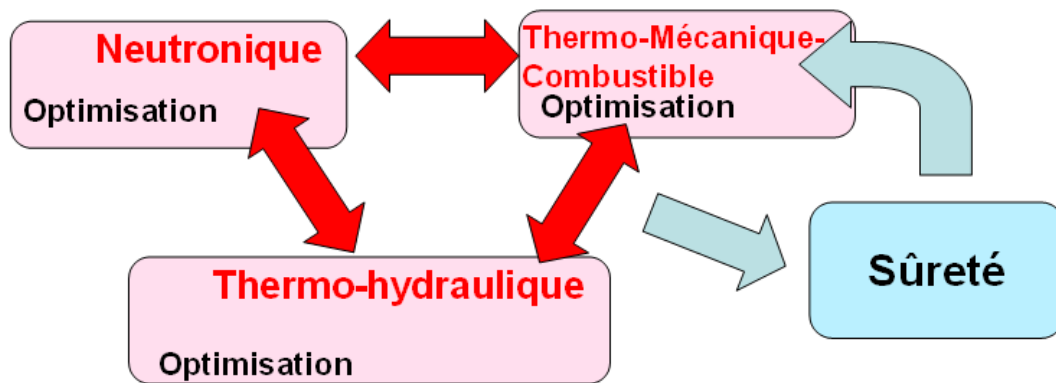


Figure 2 : Schéma de conception classique d'un cœur

L'approche COCONS [ZAE09] est un premier pas très intéressant dans la démarche de meilleure prise en compte de la sûreté dès la conception. Elle consiste en une recherche des coefficients de *contre-réaction neutronique* qui permettent un meilleur comportement naturel du cœur en cas d'accident non-protégé, pour différents types de combustibles. Cela permet d'orienter la conception cœur et de comparer différents concepts vis-à-vis de ces accidents. Cependant, l'absence de couplage avec la thermomécanique combustible et la thermo-hydraulique, limite son domaine d'application, et elle ne fournit que des orientations de conception plutôt qu'un résultat d'optimisation.

L'approche plus récente METRO [STAU11], développée en même temps que FARM, continue dans cette démarche, mais en intégrant la physique du combustible, et en allant beaucoup plus loin dans la modélisation des accidents non-protégés. A l'aide d'une méthode de contre-réaction globale (KGH ou ABC en anglais [WAD88] [WAD97]), le comportement du cœur en transitoire est estimé, et une analyse permet de prévoir comment faire évoluer la conception du cœur en fonction des objectifs pour les différents transitoires. Des cœurs très performants et à haut niveau de sûreté intrinsèque ont ainsi été obtenus. Toutefois, cette approche consiste encore en une exploration manuelle des différents types de cœur. Elle peut être très adaptée pour évaluer l'intérêt de concepts technologiques (joint sodium, différents combustibles, ...), mais n'est pas à proprement parler une méthode d'optimisation.

C'est pourquoi, on a cherché à développer une nouvelle approche de conception cœur, qui permette une exploration systématique et une optimisation rapide des cœurs de réacteur, en

prenant mieux en compte la sûreté dès la conception ; approche que l'on appelle FARM (Fast Reactor Methodology).

Dans ce chapitre, on présente tout d'abord dans le 1.1 les grandes lignes de l'approche FARM, puis au 1.2 la façon de prendre en compte les performances et la sûreté des cœurs de réacteur dans l'optimisation. Le 1.3 présente quant à lui très brièvement l'outil d'optimisation par algorithme génétique utilisé : MultiGen, et pour finir le 1.4 décrit la méthode de mise au point d'un méta-modèle (ou d'une interpolation), qui a été utilisée tout au long de la thèse.

1.1 Méthodes d'optimisation

Une des premières analyses à mener lorsque l'on considère un problème d'optimisation, est de savoir s'il s'agit d'un problème à un seul critère d'optimisation, configuration pour laquelle il existe un très grand nombre de méthodes de résolution, ou d'un problème multicritère, c'est-à-dire un problème où plusieurs variables ont besoin d'être optimisées. Or dans l'optimisation d'un cœur de réacteur, on cherche à optimiser aussi bien les performances du cœur, que sa sûreté. De plus la notion de sûreté d'un cœur se réfère à son comportement dans plusieurs types d'accidents, différents scénarios. Un cœur qui se comporte bien vis-à-vis d'un transitoire peut moins bien se comporter vis-à-vis d'un autre accident. Il sera donc nécessaire d'avoir plusieurs critères relatifs à la sûreté du cœur, et au moins un supplémentaire pour les performances du cœur. Il s'agit donc d'un problème fondamentalement multicritères.

Une des méthodes d'optimisation la plus adaptée à des problèmes multicritères, est l'optimisation par algorithmes génétiques. En effet, puisque la solution d'un problème multicritère n'est pas une solution unique, mais un ensemble de solutions, appelé front de Pareto (voir 1.3), la méthode la plus à même de résoudre le problème est forcément une approche qui n'optimise pas qu'un point, mais une population ; c'est-à-dire un algorithme génétique. Les approches d'optimisation classiques ne conduisent en effet qu'à une seule solution, alors qu'ici, la nature même du problème impose que le résultat soit une population de points. C'est également la recommandation qui est faite par R. Roy, dans un article qui synthétise les différents problèmes d'optimisation et les solutions adaptées [ROY08]. C'est pourquoi FARM base son optimisation sur l'utilisation de MULTIGEN (voir 1.3), un logiciel d'optimisation par algorithme génétique qui a été développé au SESI par Adrien GOMEZ [GOM08]. L'utilisation de ces algorithmes est en tout cas assez répandue dans l'industrie. A titre d'exemple on peut citer S. Roy, qui les applique sur des procédés de mise en forme des matériaux [ROY97]. On peut également citer les travaux de C.M.N.A Periera [PER11] [SAC06], qui fut probablement le premier à utiliser des algorithmes génétiques pour optimiser la conception des cœurs de réacteurs, même si ses optimisations sont monocritères et restent mono-physique (neutronique), et ne répondent donc pas à la problématique traitée ici.

Cependant, un des inconvénients majeurs de ces algorithmes est qu'ils nécessitent un grand nombre de calculs élémentaires : de l'ordre de plusieurs centaines de milliers de calculs cœurs dans le cas d'une optimisation de cœur. Il est alors indispensable de réduire le temps de calcul d'un cœur, de plusieurs jours actuellement à des durées de l'ordre de la seconde. Une réduction de cet ordre n'est pas atteignable en conservant l'utilisation des codes de référence, et des calculs précis. Il est donc nécessaire de recourir à des modèles simplifiés de physique (utilisation de calculs analytiques, géométries simplifiées), ou à des interpolations de codes, appelées également *méta-modèles*, pour les phénomènes physiques trop complexes pour pouvoir être traités analytiquement. « Ce qui est simple est faux, ce qui ne l'est pas est inutilisable. » disait Paul Valéry. Le développement des méta-modèles et des modèles simplifiés, à la base de l'approche FARM, vise donc à fournir des modèles suffisamment précis mais qui restent utilisables, pour optimiser la conception des cœurs de réacteur.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Il s'agit d'une technique très utilisée. En plus de sa description dans l'article de R. Roy [ROY08], des diverses formations associées [HAN09], il existe une abondante littérature sur l'utilisation de ces méthodes dans divers domaines d'ingénierie (mise en forme de matériaux [FOU09] [EJD10], conception des moteurs [WAL10], conceptions d'échangeurs [PAR06], etc...). Ces différents auteurs font alors tous appel à des *méta-modèles*, utilisant différentes techniques (*krigeage*, polynômes [EJD10], ... Pour plus de détail voir 1.4.) pour réduire le temps de calcul et utiliser des algorithmes génétiques. On peut également remarquer que parfois, lors d'optimisations monocritères, il arrive que certains auteurs ou projets [WAL10] [FIL07] fassent également appel à des *méta-modèles* pour des études très multi-physiques, afin de coupler les différents domaines de façon simplifiée pour optimiser ensuite l'ensemble à l'aide de méthodes d'optimisation classiques.

D'une façon très générale, les différentes approches d'optimisation d'un problème peuvent être représentées comme sur la Figure 3. Pour les problèmes les plus simples, une optimisation manuelle (c'est-à-dire une recherche itérative effectuée par l'utilisateur) peut tout à fait être suffisante. Cette optimisation peut alors se baser soit sur un modèle simplifié, si la physique à représenter n'est pas trop complexe, soit sur un code de calcul (lequel n'est toujours qu'un modèle plus détaillé d'une réalité physique).

Les problèmes d'optimisation plus complexes nécessitent quant à eux l'utilisation d'algorithmes d'optimisation (déterministes ou génétiques), et peuvent alors faire appel soit à des modèles simplifiés (si la physique est simple, ou sinon au prix d'une perte de précision significative), soit directement aux codes de calculs (mais il se peut alors que le temps de calcul requis pour une optimisation devienne rédhibitoire, suivant le problème considéré). Ainsi, dans des cas d'optimisation très complexes, pour éviter ces problèmes, on fait appel à des *méta-modèles*. Ces *méta-modèles* sont des interpolations des résultats du code de calcul sur un certain domaine. Ils permettent de prévoir, avec une certaine précision et très rapidement le résultat du code de calcul, sans avoir besoin de le lancer. Ainsi, l'optimisation se fait alors en deux étapes ; Il faut d'abord construire le *méta-modèle* en utilisant le code de calcul dans un premier temps, puis ensuite, lancer l'optimisation qui fera appel à ce *méta-modèle*.

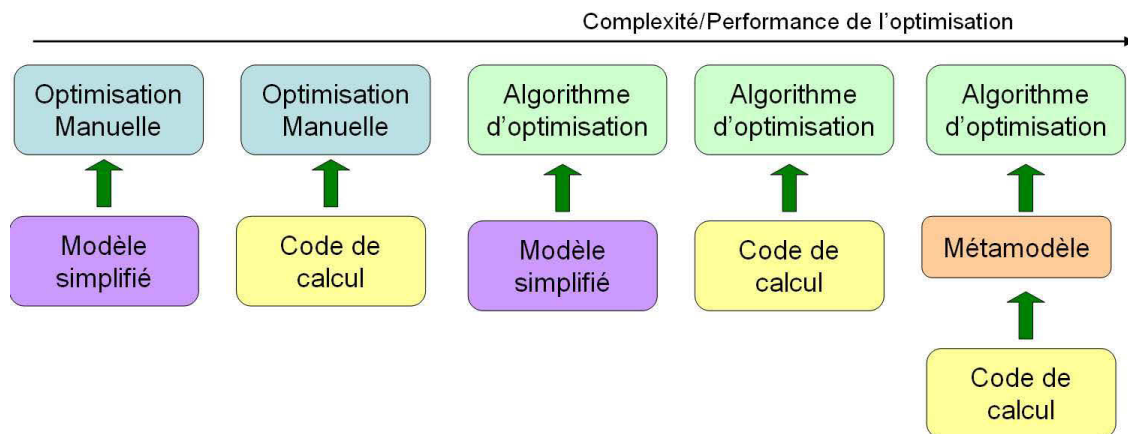


Figure 3 : Schéma générique des différentes approches d'optimisation

A titre d'exemple, dès les années 70, des optimisations de l'ensemble des systèmes du réacteur à neutrons rapides refroidi à gaz ont été effectuées, en utilisant des algorithmes d'optimisation sur des modèles simplifiés [LYS71]. Cette approche étant uniquement monocritère, les modèles physiques représentés étaient relativement simples et la sûreté n'était pas du tout prise en compte, mais cela constituait néanmoins une première approche d'optimisation globale de la conception d'un réacteur.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

L'approche FARM se limite elle à l'étude des cœurs de réacteurs, qui comme expliqué précédemment, nécessite une optimisation complexe, faisant appel à des algorithmes génétiques, car elle est multicritère. De plus, il s'agit d'une optimisation multi-physique, ce qui complique encore fortement le problème. Plusieurs approches sont alors envisageables comme indiqué sur la Figure 4. Comme précédemment, pour chaque domaine de la physique, on peut alors utiliser soit un modèle simplifié, soit directement le code de calcul, soit des *méta-modèles*. Dans le cas de la conception d'un cœur, les physiques en jeu (neutronique, physique du combustible, etc.) sont trop complexes pour pouvoir être directement simplifiées analytiquement. Par ailleurs, l'approche faisant directement appel aux codes de calcul est inenvisageable pour des raisons de temps de calcul. En effet, une optimisation par algorithme génétique nécessitant de l'ordre de 100 000 à 10^6 calculs cœur pour un problème aussi complexe, et chaque code nécessitant des temps de calcul de l'ordre de l'heure (voire de la journée suivant les modèles considérés), le temps de calcul d'une telle optimisation, même parallélisée sur les plus grands calculateurs serait actuellement de l'ordre de l'année, ce qui n'est pas envisageable.

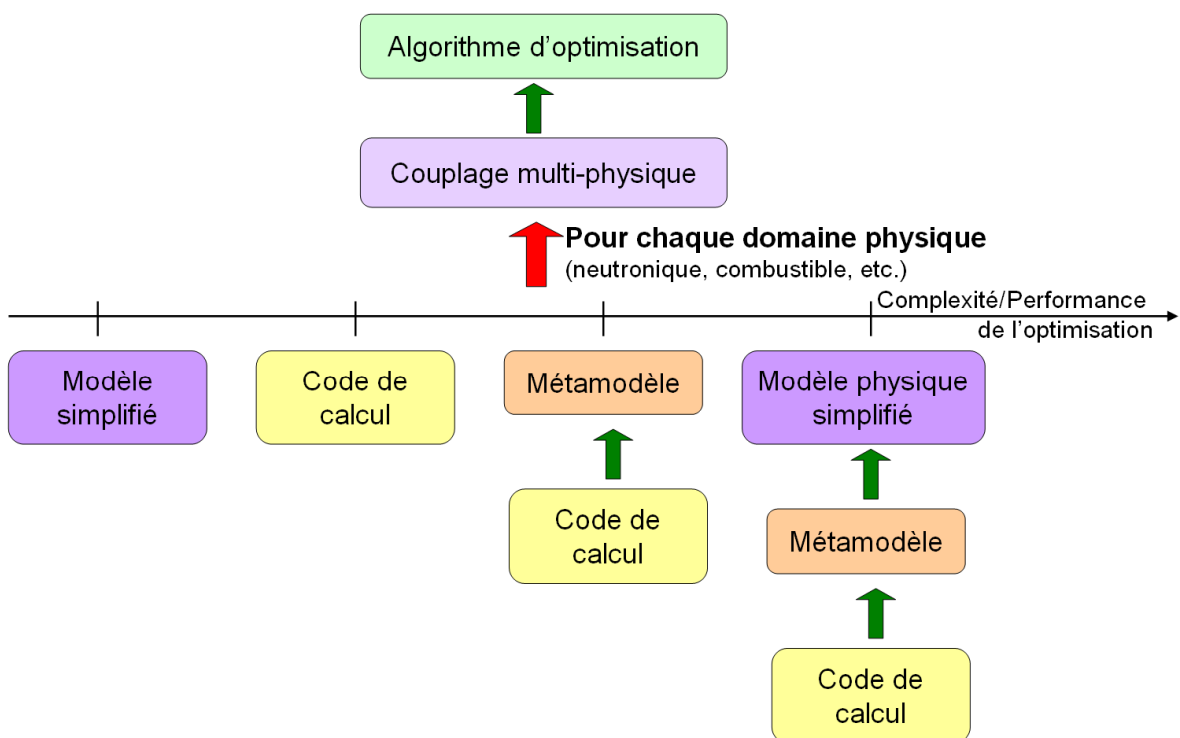


Figure 4 : Différentes approches d'optimisation dans un cas multi-physique multicritère

Ainsi, pour l'optimisation de la conception de cœurs de réacteurs il est donc nécessaire d'utiliser des *méta-modèles*. Ces derniers peuvent être utilisés soit directement, soit en étant eux-mêmes imbriqués dans un modèle physique simplifié. En effet, pour des physiques très complexes, si l'on souhaite construire un *méta-modèle* sur un très grand domaine, il n'est pas forcément certain que l'on puisse y arriver, ou alors en obtenant des *méta-modèles* très complexes et très coûteux à construire (*krigeage* à très grand nombre de points, ou réseaux de neurones à grand nombre de neurones). Tout dépend alors de l'étendue du domaine à étudier. En effet, sur un domaine relativement restreint, les *méta-modèles* seront très performants et relativement simples à mettre en place (sur un domaine suffisamment réduit, une interpolation linéaire peut même être suffisante). Sur des domaines beaucoup plus étendus l'approche par méta-modèle peut être limitée. Dans ce cas, il peut être intéressant de développer des modèles physiques, faisant appel à des *méta-modèles* pour certaines données. Par exemple un modèle de physique de l'aiguille combustible, qui ferait appel à des *méta-modèles* décrivant le comportement de la pastille combustible sous irradiation. Cette approche permet alors de

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

construire des méta-modèles sur des domaines à plus faible dimension (de l'ordre de 5 dimensions par exemple pour le comportement d'une pastille combustible, contre une dizaine pour la description d'une aiguille complète), et ainsi d'obtenir des domaines de validité des *méta-modèles* bien plus étendus. Par contre, elle nécessite un temps de développement du modèle physique bien plus important.

Le choix entre la méthode « d'interpolation directe » (utilisation directe d'un *méta-modèle* représentant le code), ou l'utilisation d'un modèle de physique simplifié utilisant des *méta-modèles*, est alors vraiment à effectuer suivant les objectifs de l'optimisation et les outils de construction de méta-modèles à disposition : Si l'on souhaite optimiser un cœur de réacteur autour d'un concept existant sans explorer des cœurs trop éloignés et que l'on dispose d'une plateforme mathématique d'optimisation et d'utilisation de méta-modèles, de type PROMETHEE (IRSN) [PRO11] ou URANIE (CEA) [GAU10], la méthode d'interpolation directe est clairement la plus adaptée. C'est notamment le choix d'EDF R&D [SCH10] [SCH11], qui développe depuis 2010 une plateforme d'aide à la conception des cœurs de RNR-Na appelée SDDS. Par rapport aux approches décrites précédemment, ils ont fait le choix de réaliser l'optimisation manuellement ; c'est-à-dire qu'ils n'utilisent aucun algorithme d'optimisation, et que l'utilisateur fait lui-même la recherche de solution, mais en se servant de domaines de faisabilité issus de *méta-modèles* ou de modèles simplifiés, ce qui constitue une importante aide à la conception. Le couplage entre les différents domaines y est automatisé.

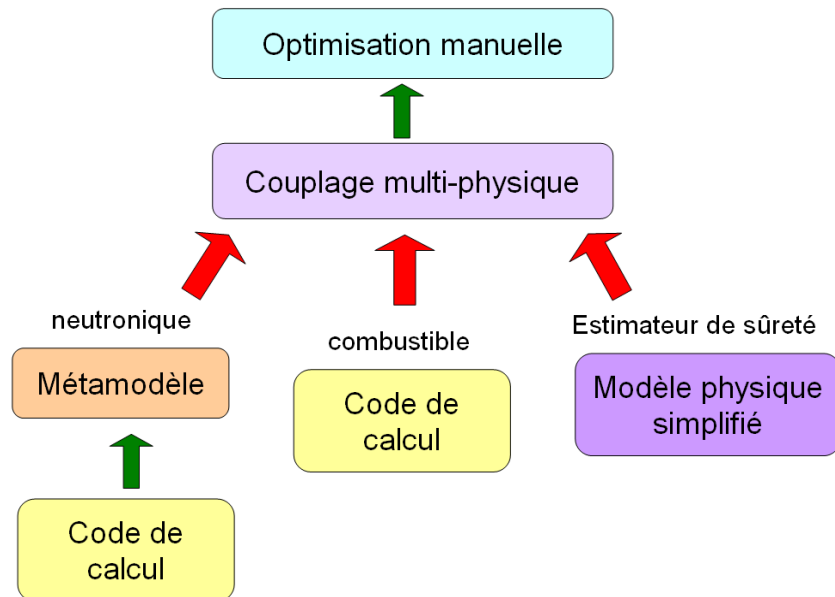


Figure 5 : Approche utilisée par EDF R&D

Ce n'est pas le cas de l'approche FARM. En effet, FARM a été développée avec la volonté d'explorer de façon très large de nouveaux concepts de cœurs en étudiant des configurations éventuellement assez différentes. Les domaines à étudier étaient donc bien plus grands. De plus, aucune plateforme de modélisation, d'optimisation et de méta-modèle n'était disponible au SESI lors du développement de FARM. C'est pourquoi l'approche FARM a privilégié la mise au point de modèles physiques, représentant les différents domaines intervenant dans la conception des réacteurs, qui font eux-mêmes appel à des *méta-modèles*, comme indiqué sur la Figure 6. Ces modèles, présentés dans les chapitres 2, 3, 4 et 5, visent alors à couvrir l'essentiel de la physique intervenant dans la conception d'un réacteur, de façon simplifiée et en utilisant des *méta-modèles*, afin d'atteindre un faible temps de calcul. Ceci permet d'introduire plus de sens physique, et d'obtenir des modèles valables sur de grands domaines. Cependant cette approche nécessite plus de temps pour être développée et validée, plus de temps de calcul et est un peu moins précise.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

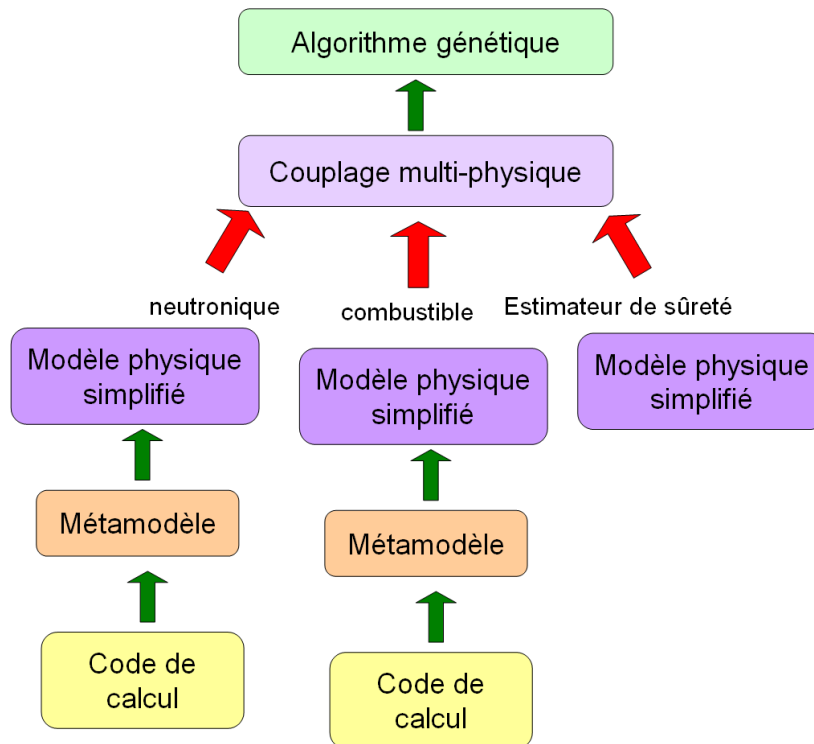


Figure 6 : Approche FARM

Le développement de FARM à partir de modèles physiques permet alors de prendre en compte des contraintes directement au niveau du modèle plutôt qu'au niveau de l'optimisation, et donc de réduire le nombre de dimensions du problème (voir 2.1.3.2). Par exemple FARM n'étudie dans son optimisation que des cœurs *isogénérateurs*. En effet, dans FARM, on dimensionne un cœur à partir de variables d'optimisation de façon à ce qu'il respecte certaines contraintes (voir 2.1.3.2), alors qu'avec la méthode d'interpolation directe, on choisit aléatoirement un grand nombre de cœurs, dont on étudie les performances, et parmi tous ces cœurs on ne sélectionne que ceux qui nous intéressent (après interpolation de ces performances). Avec cette seconde méthode, ils ne seront alors pas tous *isogénérateurs*, mais on ne sélectionnera parmi eux que les cœurs proches de l'*isogénération*. Si chaque approche permet d'obtenir un cœur qui répond au besoin, le calcul élémentaire dans une méthode d'interpolation directe consiste à calculer les performances d'un cœur donné, alors que dans FARM, on entre des contraintes que l'on souhaite respecter (isogénération, burn-up atteint) et on en déduit le cœur. SDDS calcule des cœurs pour sélectionner les plus adaptés. FARM dimensionne des cœurs sur objectifs, puis les optimise. Ceci permet donc de réduire le nombre de dimensions et les domaines de cœurs étudiés, au prix d'un temps de calcul plus élevé pour faire converger le dimensionnement du cœur (voir 2.3).

Parallèlement au développement de FARM, une autre équipe du CEA a développé une plateforme de modélisation, optimisation et *méta-modèles*, appelée URANIE, et a testé la possibilité d'optimiser des cœurs de réacteurs avec la méthode de l'interpolation directe [HOU10] (voir Figure 7).

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

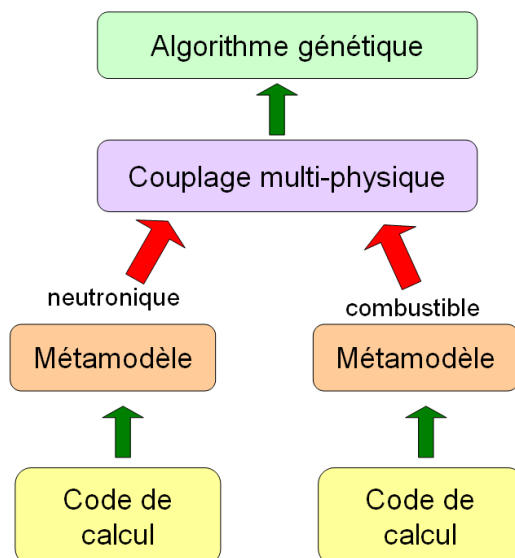


Figure 7 : Approche testée par le DEN/DM2S/SERMA

Ces développements s'étant révélés concluants, une fusion des deux approches est en cours au sein d'un nouvel outil d'optimisation : TRIAD (Tools for Reactor core optimisation Analysis and Design). Développé dans les environnements SALOME et URANIE, il a pour objectif d'optimiser le cœur du réacteur ASTRID [FRA09], en utilisant une approche multi-physique, multicritère, avec des algorithmes génétiques. Les différentes physiques seront alors interpolées via l'utilisation directe de *méta-modèles* et des modèles simplifiés seront utilisés pour le calcul des estimateurs de sûreté (voir 1.2.2), comme indiqué sur la Figure 8.

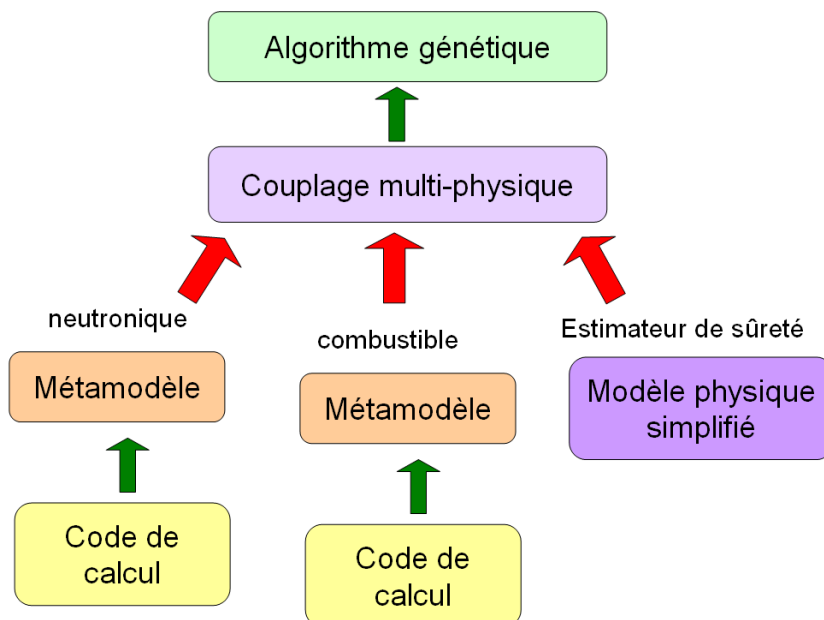


Figure 8 : Approche TRIAD

On peut également noter qu'avant la création de TRIAD, une publication commune des trois méthodes a été réalisée, sur les méthodes d'optimisation de conception des cœurs de RNR [HOU11].

Le passage à des méthodes n'utilisant que des *méta-modèles* tels que TRIAD est rendu d'autant plus nécessaire, pour les études du cœur ASTRID, que les physiques en jeu sont

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

encore plus complexes que dans le cas du RNR-G et n'auraient pas pu être prises en compte par des modèles simplifiés. En effet, la neutronique de cœurs hétérogènes (de type CFV [SCI11]), ou la physique du combustible oxyde (ductilité de la pastille, JOG, etc...) sont des phénoménologies tellement complexes qu'elles ne peuvent probablement pas être prises en compte de façon simplifiées avec les méthodes développées dans FARM.

Hormis ces approches françaises, aucune autre méthode d'optimisation multicritère multi-physique de la conception des cœurs de réacteurs nucléaires à neutrons rapides n'a été trouvée dans la littérature.

Il est également important de préciser que ces approches se situent très en amont dans la phase de conception d'un cœur, et ont pour objectif de **proposer** des cœurs potentiellement intéressants. Mais que ces derniers doivent ensuite faire l'objet d'études détaillées (thermo-hydraulique fine, calculs neutroniques fins, étude poussée du combustible) afin de valider les performances estimées, ainsi que d'une évaluation de sûreté complète intégrant la conception système, avec les outils de référence (*CATHARE* [CAT11]). L'objectif est bien d'explorer pour trouver le concept potentiellement le plus adapté, mais l'analyse complète de sûreté et la conception détaillée d'un cœur sont hors du cadre de ces méthodes, même si elles tentent de les intégrer au mieux.

1.2 Performances d'un cœur

Les deux questions suivantes à se poser lorsque l'on s'intéresse à un problème d'optimisation sont de savoir quelles sont les variables d'optimisation avec leur domaine d'étude associé, et quelles sont les critères vis-à-vis desquels on souhaite optimiser. Les différentes variables d'optimisation considérées sont présentées au 2.1.3.2, et on détaille par contre dans ce chapitre les performances que l'on souhaite prendre en compte dans l'optimisation. L'algorithme d'optimisation MultiGen est quant à lui présenté au sous-chapitre suivant, le 1.3.

En effet, estimer la performance d'un cœur est une question délicate. Le critère le plus décisif et qui résume le mieux la performance d'un cœur est très probablement sa contribution au coût du kilowattheure pour le niveau de sûreté requis. Malheureusement, une telle grandeur est très difficile à évaluer pour des réacteurs très innovants, et ne peut pas être utilisée directement pour une optimisation. Par contre, du point de vue du concepteur, ce coût est néanmoins fortement dépendant de deux composantes principales :

- La performance du point de vue physique, ou performance économique du cœur seul (rendement, *burn-up*, durée d'irradiation, coût du combustible, etc...). C'est-à-dire la capacité du cœur à utiliser de la matière fissile pour produire efficacement de l'électricité.
- Le coût des systèmes additionnels de sûreté nécessaires

Ceci a un impact très important sur la démarche de conception. Par exemple, il est tout à fait possible de concevoir des cœurs très performants économiquement ou physiquement parlant, mais qui nécessitent des systèmes de sûreté (actifs ou passifs) coûteux pour atteindre le niveau de sûreté requis. D'un autre côté, on peut également trouver de très nombreux cœurs ne nécessitant que peu de systèmes de sûreté, ou « intrinsèquement sûrs » (par exemple avec une très faible puissance volumique), mais qui au contraire ont de très mauvaises performances économiques. Il y a donc un compromis à réaliser entre performance et sûreté. Car, si le niveau de sûreté d'un réacteur n'est pas négociable, et est de toute façon imposé par l'autorité de sûreté, l'équilibre entre le fait d'assurer la sûreté du cœur par des systèmes de sûreté ou par la conception même du cœur, est une marge de conception importante (voir Figure 9).

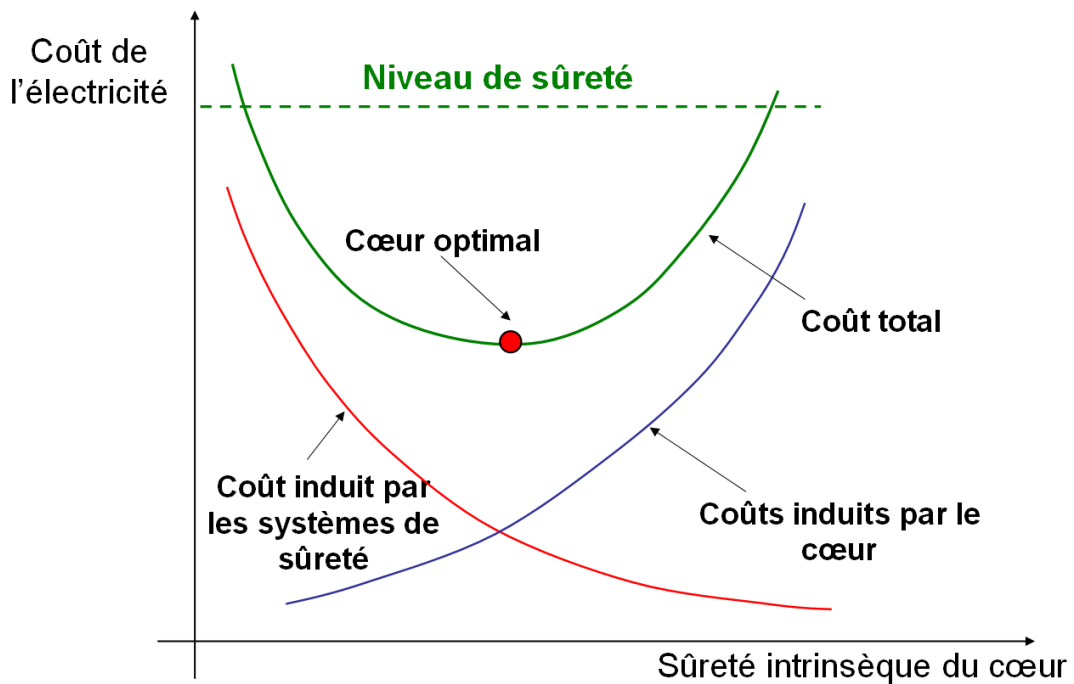


Figure 9 : Schéma de principe du compromis entre les performances du cœur et la sûreté du cœur

C'est pourquoi on va définir dans FARM deux types de performance, les performances du cœur à proprement parler (présentées ci-dessous au 1.2.1), ainsi que ses caractéristiques de sûreté (1.2.2). Ceci permettra alors au concepteur de choisir le compromis qu'il souhaite, entre le coût des différents systèmes de sûreté et la performance du cœur.

1.2.1 Performances du cœur

La puissance thermique du cœur :

Tout d'abord, un réacteur nucléaire étant conçu uniquement dans le but de produire de l'énergie, par définition, la première performance fondamentale d'un cœur de réacteur nucléaire est alors sa puissance, la quantité d'énergie qu'il produit par unité de temps. Cependant celle-ci est fixée dans cette étude à 2400 MWth.¹

Le gain de régénération :

Ensuite, les réacteurs de génération IV sont notamment développés pour répondre au fait que les ressources en uranium n'étant pas infinies, l'avenir du nucléaire passe par une utilisation optimale de ce dernier ; c'est-à-dire la régénération du combustible. Ainsi, un des principaux objectifs d'un cœur de génération IV, une de ses performances principales d'un point

¹ On conserve cette valeur de puissance thermique de façon à être cohérent avec les études précédentes (qui considéraient 2400MWth), et également parce que c'est l'objectif recherché par le projet. Le rendement électrique de l'installation varie quant à lui en fonction des températures de sorties cœur et des pertes de charge considérées.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

de vue du cycle du combustible est son *gain de régénération* GR^2 . Ce dernier peut alors être positif, auquel cas le cœur est surgénérateur, ou négatif, pour des cœurs sous-générateurs.

Cependant, il a été décidé de ne s'intéresser dans cette étude qu'à des cœurs *isogénérateurs*, sans couvertures fertiles. Il y a plusieurs raisons pour cela :

- Tout d'abord un cœur *isogénérateur*, est le minimum requis pour avoir un développement réellement durable à une échelle de plusieurs siècles. En effet, un réacteur *isogénérateur* est alors capable de produire son propre plutonium et de fonctionner de façon autonome, en ne requérant qu'un apport en uranium appauvri, qui est lui en quantité suffisante pour pouvoir alimenter une flotte de réacteurs durant plusieurs millénaires. Cependant, si l'*isogénération* seule, ne permet pas de produire du plutonium de façon à pouvoir démarrer d'autres réacteurs, il est tout à fait possible, en résolvant les problématiques de prolifération associées, d'ajouter éventuellement des couvertures fertiles pour améliorer le gain de régénération du cœur.
- Un autre avantage non-négligeable d'un cœur *isogénérateur* sans couverture fertile, est qu'il a alors une très faible variation de réactivité au cours du cycle. En effet, contrairement à un *REP* qui brûle son inventaire fissile, un cœur *isogénérateur* régénère sa matière fissile en permanence et présente donc une variation de réactivité (qui peut être une perte ou un gain) très faible durant l'irradiation. Ceci est d'un intérêt certain en termes de facilité de pilotage et de sûreté puisque cela limite l'utilisation des barres de commande en régime nominal. Cette faible variation de réactivité est par ailleurs utilisée dans la modélisation de FARM, puisqu'elle permet de ne pas modéliser l'évolution de la réactivité au cours du cycle.

Ainsi, une des principales performances d'un RNR du point de vue du cycle, et la plus importante du point de vue de la gestion du stock de Plutonium, le gain de régénération, est fixé dans cette étude à $GR=0$.

L'inventaire Plutonium en cycle :

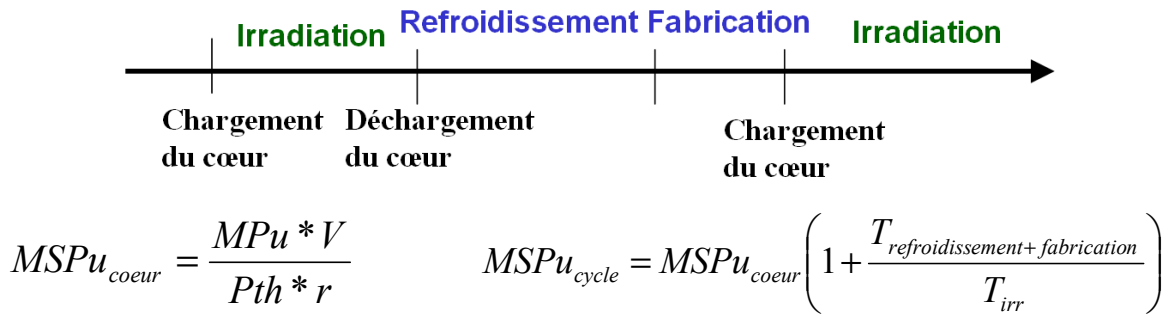
Pour définir la troisième performance d'un cœur de réacteur, on utilise une définition générique de la performance d'un système ; à savoir sa « consommation », ou plus généralement ce qu'il faut fournir au système, par unité de travail rendue, ou en d'autres mots sa capacité à utiliser le combustible. Dans le cas d'un réacteur, le résultat recherché est la production d'électricité. Du point de vue de sa consommation si, à l'équilibre, le cœur ne consomme réellement que de l'uranium appauvri, qui lui ne pose aucun problème de ressource, il nécessite néanmoins à son démarrage une certaine quantité de matière fissile, de plutonium, qui est lui en stocks beaucoup plus limités.

On définit alors, une autre performance d'un cœur de réacteur, l'inventaire Pu nécessaire dans l'ensemble du cycle par GWe produit. Il faut bien considérer le Pu en cycle, car pour faire fonctionner un réacteur nucléaire, il faut disposer du combustible dans le cœur bien évidemment, mais également du combustible en cours de recyclage (refroidissement et re-fabrication) (voir Figure 10). Ce paramètre mesure alors une des principales performances physiques du cœur.

² Une définition physique de ce terme, comme de tous les termes techniques signalés en italique, est donnée dans le glossaire page 321.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs



Où $MSPu_{coeur/cycle}$: Inventaire Plutonium en cœur/cycle par GWe (tonnes/GWe)

MPu : Inventaire Plutonium en cœur par unité de volume de cœur (tonnes/m³)

Pth : Puissance thermique du cœur (GWth)

r : le rendement thermique de l'installation

V : Volume du cœur

$T_{refroidissement+fabrication}$: Temps de refroidissement et de fabrication du combustible (années)

Figure 10 : Définition de l'inventaire Pu en cycle

Par ailleurs, d'autres performances sont également souvent évaluées sur un cœur de réacteur. N. Todreas [TOD06], considère par exemple les 5 performances suivantes :

- Le *rendement thermodynamique électrique* : r
- Le *burn-up* : Bu
- La durée d'irradiation : T_{irr}
- Le volume du cœur : V
- Le *taux de disponibilité du réacteur*

Le rendement, et le *burn-up* sont des performances très intuitives qui permettent de quantifier l'utilisation du combustible pour produire de l'électricité. A puissance fixée le volume du cœur est également une performance importante puisqu'il influe sur la taille du réacteur et donc sur son coût. Le *taux de disponibilité* est également un paramètre très important pour l'exploitant car il détermine la quantité d'électricité qu'il va pouvoir vendre. La durée d'irradiation quant à elle, est également importante dans le sens où une grande durée d'irradiation permet d'obtenir de meilleurs *taux de disponibilité* en espaçant les phases d'arrêt pour rechargement du combustible. Cependant, cette performance est directement liée au *burn-up*. En effet, pour une puissance volumique combustible donnée, plus l'irradiation est longue, plus le *burn-up* (la quantité d'énergie extraite du combustible) est élevé, et ce de façon proportionnelle.

Tout d'abord, il est important de rappeler que FARM n'a pour objectif que d'optimiser le cœur du réacteur, et non pas le réacteur lui-même. Seules les performances du cœur, ou les paramètres du cœur influant sur le cycle ou le réacteur sont pris en compte. Ainsi, une performance très importante telle que le *taux de disponibilité* du réacteur, laquelle dépend très fortement des systèmes de manutention est totalement hors du contexte de l'étude de FARM. Elle n'est donc pas considérée ici.

Par ailleurs, il est très intéressant de remarquer que l'inventaire Pu cycle défini précédemment, réalise une bonne synthèse de toutes les performances de Todreas. Ainsi, minimiser l'inventaire Pu en cycle revient à maximiser la durée d'irradiation (et par conséquent

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

le *burn-up*), maximiser le rendement de l'installation, et minimiser la taille du cœur. Il s'agit donc d'un excellent estimateur de la performance d'un cœur.

De plus, le déploiement des réacteurs de génération IV nécessitera de grands stocks de Plutonium, lesquels sont en quantité assez limitée à l'heure actuelle. Cette problématique est particulièrement importante pour le *GFR* qui nécessite de forts inventaires plutonium (de l'ordre de 30t/GWe, si l'on considère une durée de 5 ans de refroidissement et 2 ans pour la re-fabrication du combustible, contre des valeurs de l'ordre de 17t/GWe pour le SFR V2b avec les mêmes hypothèses [COQ09]). Cet inventaire Pu est un facteur clef concernant la viabilité de ce concept de réacteur. Il est donc particulièrement important de le réduire. Pour le cœur de référence *GFR*, sous ces hypothèses, FARM estime l'inventaire Pu cycle à 32.0 tonnes/GWe (pour plus de détails 1.2.3).

En effet les études de déploiement de cycle, ont montré d'importants manques de Plutonium lors des scénarios de déploiement du *GFR*. Même si jamais aucun critère clair n'a été donné, l'inventaire Pu cycle qui ressort comme étant accessible d'un point de vue ressources est plus de l'ordre de 20 t/GWe (même si aucune recommandation écrite ne donne cette valeur). A titre indicatif, la France dispose à l'heure actuelle d'environ 280t de Plutonium civil [MET10]. C'est-à-dire de quoi installer 14GWe (~1/4 du parc français) pour une filière qui serait à 20t/GWe, et 9,3GWe pour une filière à 30t/GWe. D'ici 2050, date de déploiement des réacteurs à neutrons rapides (RNR), la France devrait pouvoir en produire à peu près autant (fonction notamment du taux d'utilisation du MOX), ce qui est encore loin de la quantité suffisante pour remplacer entièrement le parc français avec des RNR. Ces chiffres permettent de prendre conscience de l'importance de cette contrainte. Toutefois, il est difficile de donner un critère clair sur des valeurs d'inventaire Pu en cycle, car ce dernier dépend énormément des scénarios de déploiement considérés, ainsi que de la durée de refroidissement du combustible considérée, laquelle est extrêmement incertaine (voir 2.2.6).

On remarque également que l'inventaire Pu (même si seul l'inventaire cœur était alors considéré), figure parmi les différentes performances considérées dans la référence [LYS71].

Pour finir, cette définition fait directement appel au temps de refroidissement du combustible, ce qui est à la fois un inconvénient étant donné les grandes incertitudes associées à ce paramètre, et un avantage dans la mesure où cela permet de prendre en compte l'influence de la conception du cœur sur le temps de refroidissement. En effet, suivant les *burn-up* et les puissances volumiques combustible considérées (issues de la conception cœur), les temps de refroidissement du combustible sont différents, et induisent alors des différences importantes sur l'inventaire Pu cycle (voir 2.2.6). Cet effet, qui n'est pas pris en compte dans les démarches d'optimisation actuelles, est pourtant loin d'être négligeable et l'utilisation de l'inventaire Pu cycle comme performance permet de le prendre en compte dans les critères de performance.

Tout ceci tend à confirmer que l'inventaire Pu cycle est alors un excellent estimateur de la performance du cœur. Et c'est pourquoi, afin de simplifier l'analyse, (en réduisant le nombre de performances à considérer) on ne considère dans FARM que ce seul critère pour la performance du cœur, à proprement parler.

Néanmoins, deux autres estimateurs de performance vont être pris en compte. En effet, la conception du cœur influe également via certains paramètres sur la conception du réacteur, mais aussi le cycle du combustible associé. Ainsi, les deux autres performances qui sont définies sont des performances interfaces, qui ne caractérisent pas le cœur, mais l'impact qu'il va avoir sur les autres systèmes (réacteur, installations de retraitement).

La masse retraitée de Pu :

La première performance interface considérée est alors vis-à-vis du cycle du combustible. En effet, pour un système qui nécessite un multi-recyclage de son combustible, une performance importante est la quantité de combustible à retraiter par unité de temps. Cette grandeur dimensionne alors directement l'usine de retraitement du combustible.

On pourrait considérer que l'inventaire Pu dans le cycle prend déjà en compte cet aspect lié au cycle, mais pas suffisamment. Pour s'en convaincre, il suffit de comparer deux cœurs fictifs, dont l'inventaire Pu en cycle serait de 20t/GWe, et la durée de cycle de 10 ans pour l'un et 20 ans pour l'autre (voir Figure 11). Il est alors évident que la masse de plutonium à retraiter par an dans les deux cas n'est pas la même, et que le cœur dont le cycle est le plus long est plus favorable que l'autre. L'inventaire Pu qui concerne les installations du cycle, n'est pas l'inventaire en cycle, mais la quantité à recycler par unité de temps.

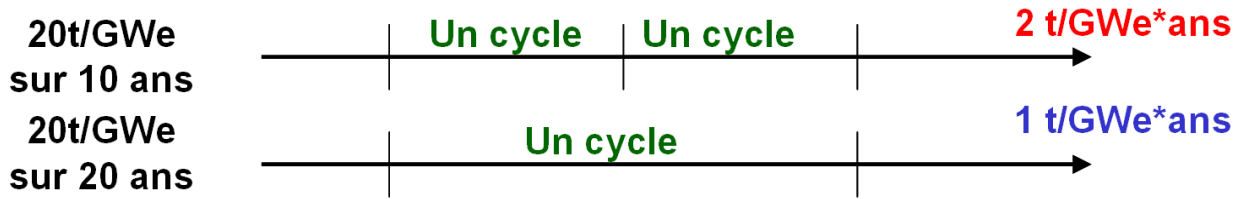


Figure 11 : Schéma de principe de la masse retraitée de Plutonium

On définit alors une nouvelle performance : la Masse Retraitée de Plutonium par unité de temps, $MRPu$:

$$MRPu_{cycle} = \frac{MSPu_{cycle}}{T_{irr} + T_{refroidissement+ fabrication}}$$

Une petite simplification permet alors de montrer que cette performance ne dépend pas du temps de refroidissement :

$$MRPu_{cycle} = \frac{MSPu_{coeur}}{T_{irr} + T_{refroidissement+ fabrication}} \left(1 + \frac{T_{refroidissement+ fabrication}}{T_{irr}} \right) = \frac{MSPu_{coeur}}{T_{irr}}$$

Par ailleurs, on montre également qu'elle ne dépend finalement que du burn-up du combustible, du rendement du cœur et de son enrichissement moyen³ (lequel varie assez peu). Avec les bonnes unités, le $MRPu$ peut en effet s'écrire (où e est l'enrichissement moyen en Pu) :

$$MRPu_{cycle} = \frac{e}{Bu * r}$$

Le $MRPu$ est donc au premier ordre (étant donné les faibles variations de l'enrichissement et du rendement), l'équivalent du burn-up. On retrouve donc, ce qui est tout à fait logique, le lien entre le burn-up et la masse de Plutonium retraitée par unité de temps. Il est par ailleurs intéressant de remarquer que cette performance ne dépend alors pas du tout du volume et de la quantité de combustible présente dans le cœur.

³ En conservant un abus de langage courant, on appelle enrichissement du combustible sa teneur en Pu.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Afin de mieux se représenter cette performance, et en quoi elle est importante, on peut faire une analogie avec la batterie d'une voiture électrique. Dans ce cas, l'équivalent du *MSPu* serait alors l'efficacité de la voiture, sa capacité à rouler pour une certaine quantité d'énergie, ou charge électrique dans son moteur ; on reste sur l'idée de mesurer le service rendu par rapport à la quantité de combustible nécessaire. Le *MRPu* serait alors l'équivalent de l'autonomie de la voiture, ou plus exactement la fréquence à laquelle il va falloir la recharger. Il s'agit donc bien de deux performances distinctes.

Le diamètre du cœur :

Le second paramètre d'interface entre le cœur et le reste du système, qui concerne son interface avec le réacteur, est le diamètre du cœur. En effet, même s'il est très proche du volume du cœur, ce paramètre est particulièrement important car il conditionne directement la taille de la cuve, et par conséquent le coût du réacteur (le coût de la cuve étant particulièrement non-linéaire en fonction du diamètre dans le cas d'un système pressurisé comme le *GFR*.⁴). Il faut donc accorder une importance particulière, une pondération propre vis-à-vis de ce paramètre. Cette performance n'est donc pas une performance du cœur mais une performance interface avec le réacteur, ou une performance du réacteur (produire la même quantité d'énergie avec une installation plus petite, et moins coûteuse).

Ainsi, dans FARM, en plus de la puissance du cœur et du gain de régénération qui sont tous les deux imposés, on considère 3 performances pour le cœur d'un GFR. Une performance du cœur à proprement parler, l'inventaire Pu cycle, et deux performances interfaces, avec le cycle et le réacteur, la masse de Pu retraitée, et le diamètre du cœur.

Toutefois, même si toutes ces performances sont optimisées dans FARM, on peut considérer que la performance associée à la capacité de déploiement du GFR, le *MSPu*, va être la performance à optimiser prioritairement (peu importe le prix du réacteur et du cycle du combustible d'une filière, si elle ne peut pas être démarrée).

Ensuite, le prix du kilowatt.heure actuel dépend surtout du prix du réacteur, plus que celui d'achat du combustible (de l'ordre de 10% du total) [AEN10]. Si l'on suppose qu'il en sera de même pour les réacteurs de génération IV (pour lesquels la matière première ne coûterait alors plus rien, et seul le retraitement aurait un coût), on peut en déduire qu'il est probablement plus important d'optimiser le prix du réacteur avant le prix du retraitement. Le diamètre du cœur est donc prioritaire par rapport au *MRPu*.

Le *MRPu* n'en reste pas moins une performance intéressante, mais ceci explique pourquoi dans la sélection des cœurs issus de l'optimisation du chapitre 6, on a tendance à sélectionner les cœurs d'abord sur leurs performance en *MSPu* et diamètre que sur le *MRPu*.

1.2.2 *Estimateurs de sûreté*

La prise en compte de la sûreté est prépondérante dans la conception d'un cœur. S'il est relativement facile de concevoir un cœur performant (une très forte puissance volumique peut suffire), concevoir un cœur sûr et performant est une toute autre tâche. C'est pourquoi, un des objectifs majeurs de ce travail de thèse est de mieux prendre en compte la sûreté dès les premières étapes de conception.

Il est important à ce stade de bien définir le sens du mot sûreté dans FARM. En effet, on ne s'intéresse ici qu'à l'ensemble des mesures de conception préventives prises pour éviter la dégradation de la première barrière de confinement (c'est-à-dire la gaine) ou du combustible.

⁴ A contrainte mécanique égale, l'épaisseur de la cuve est proportionnelle à son diamètre, et donc le volume d'acier nécessaire est proportionnel au carré du diamètre.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Par contre tous les aspects de la physique des accidents graves, les études probabilistes de sûreté, l'intégrité des autres barrières de confinement ou les relâchements éventuels de matières radioactives sont considérés hors du cadre de cette étude.

La sûreté d'un réacteur est une notion très complexe, qui dépend non seulement de la conception du cœur, mais aussi de l'architecture du réacteur et de tous les mécanismes et systèmes de sûreté qui lui sont associés (pompes de secours, systèmes d'injection, mécanismes de chute des barres, échangeurs de chaleur, boucles d'évacuation de la puissance résiduelle, ...). Par conséquent, au stade de la conception du cœur, auquel s'intéresse FARM, on ne peut prétendre affirmer quoique ce soit quant à la sûreté du réacteur au-delà d'une évaluation du comportement du cœur, pour des systèmes de sûreté donnés.

C'est pourquoi, dans FARM, on a défini ce que l'on appelle des « estimateurs de sûreté ». Un estimateur est une grandeur qui permet d'« estimer » la capacité d'un cœur à passer un transitoire donné, indépendamment de la conception du système complet. Ces estimateurs, qui sont définis comme des paramètres physiques « représentatifs » du transitoire, n'ont en réalité que très peu de sens en valeur absolue, mais permettent de comparer des cœurs. Ces grandeurs n'ont pas besoin d'être précises, mais juste discriminantes, au sens où si un cœur se comporte mieux vis-à-vis d'un accident qu'un autre cœur, il sera forcément plus facile (au sens moins coûteux, moins complexe) d'atteindre le niveau de sûreté requis que pour l'autre cœur. Cependant, ces grandeurs n'assurent en rien le fait qu'un cœur soit satisfaisant ou pas vis-à-vis d'un transitoire. Seule une analyse de sûreté poussée, incluant tous les systèmes pourra en décider. Ils ne servent qu'à comparer les cœurs.

Ces estimateurs sont conçus dans une vision d'optimisation conjointe du cœur et du système. En effet, une autre démarche qui aurait pu être considérée, beaucoup plus proche de l'approche classique, consiste à vérifier les contraintes de sûreté (respect de températures en transitoire...) pour un système donné. A partir des systèmes de référence, on aurait alors pu rechercher les cœurs qui respectaient les contraintes associés à ce système. Ce n'est pas l'approche qui a été retenue dans FARM, car elle part du principe que le cœur doit s'adapter au système, et que c'est sur lui que doivent porter tous les efforts d'amélioration de sûreté (et accessoirement d'amélioration des performances). Or, rien ne justifie cette démarche. On pourrait également tout à fait considérer que le système devrait s'adapter au cœur ; à partir du cœur de référence, tous les systèmes devraient être dimensionnés afin de respecter les critères de sûreté. C'est même cette dernière approche qui a été considérée dans les études GFR précédentes. Seulement, rien ne justifie une vision plutôt qu'une autre, et dans ces approches, on n'a alors aucune idée du coût induit par le fait de mettre la sûreté dans le cœur, ou dans les systèmes. Et les deux peuvent mener à des impasses, dans la mesure où pour certains cœurs, il peut ne pas être possible de concevoir un système sûr (ou alors démesurément cher), tout comme il peut ne pas être possible de concevoir de cœur sûr pour un système donné (avec les autres objectifs que l'on s'est fixé).

C'est pourquoi, dans la vision FARM, on considère que la seule façon de prendre en compte correctement la sûreté dans la conception est de réaliser une optimisation conjointe du cœur et du système, de façon à respecter les vraies contraintes de sûreté. Seule une optimisation conjointe est à même de trouver le réel optimum économique pour le niveau de sûreté requis, d'équilibrer le fait de mettre la sûreté dans le cœur ou dans les systèmes. Cette optimisation devrait alors idéalement être faite au sein d'un seul outil avec des algorithmes d'optimisation. Cependant, ceci est hors du cadre de cette thèse (qui ne s'intéresse qu'à l'optimisation du cœur). Cette approche fera toutefois l'objet d'une prochaine thèse. En attendant cette optimisation complète, dans FARM on utilise alors les estimateurs de sûreté pour faire l'interface entre la conception du cœur et des systèmes. FARM propose plusieurs cœurs, avec des valeurs d'estimateurs de sûreté différentes, afin que les études systèmes puissent choisir le compromis qui leur semble atteignable en termes de performances du cœur/performance de sûreté. Le dimensionnement des systèmes est alors adapté de façon à respecter les contraintes pour le cœur choisi. Sans atteindre l'optimisation globale du système

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

qu'il faudrait idéalement effectuer, cela permet déjà une première itération entre la conception cœur et système, où l'on peut déjà avoir une idée du coût de mettre la sûreté dans le cœur, ou dans ses systèmes.

Dans le cas du *GFR*, on étudie actuellement, trois estimateurs de sûreté différents pour les accidents protégés, et quatre pour les accidents non-protégés.

1.2.2.1 Estimateurs de sûreté des accidents protégés

On rappelle tout d'abord que les accidents protégés sont les accidents où l'anomalie a été détectée et où il y a eu un arrêt d'urgence du réacteur. La puissance neutronique est alors nulle, et toute la problématique est alors d'évacuer la *puissance résiduelle* du cœur sans détériorer le combustible⁵. Trois aspects interviennent dans ces transitoires, la capacité à extraire la puissance résiduelle, les aspects d'inertie du cœur, ainsi que des aspects de physique du combustible. Pour chacun d'entre eux, est défini un estimateur de sûreté. On ne présente ici que la définition de ces trois estimateurs. Une analyse beaucoup plus complète de leur utilité vis-à-vis de la démarche de sûreté et de leurs valeurs admissibles est disponible dans le chapitre 5.

- **La puissance de pompage :** Cet estimateur est représentatif de la capacité d'extraction de la puissance résiduelle d'un cœur, grandeur qui est fondamentale dans un accident tel que le LOCA (Loss Of Coolant Accident). Lors de cet accident, on suppose qu'une rupture de tuyauterie primaire fait chuter la pression du caloporteur (à 70 bars en nominal), et il devient alors plus difficile d'évacuer la puissance résiduelle. Pour pallier à cette éventualité, le *GFR* dispose d'une enceinte de repli, qui englobe le cœur de façon à maintenir une certaine pression du caloporteur, même en cas de rupture primaire (voir Figure 12).

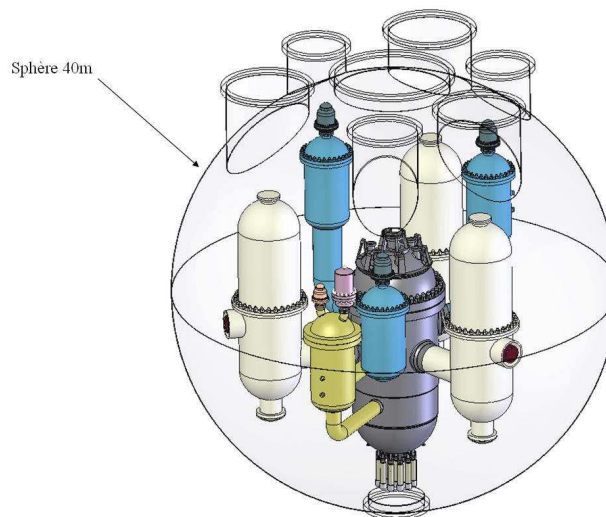


Figure 12 : Schéma de principe de l'enceinte de repli

⁵ Pour être exact, le cœur conserve une certaine puissance neutronique même après la chute des barres, issue des fissions provoquées par les neutrons retardés. Cet effet, qui génère une puissance du même ordre que la puissance résiduelle durant les 10 premières secondes, devient rapidement négligeable et disparaît après une centaine de secondes [CLE01]. Cependant, comme son impact est généralement faible sur les analyses de sûreté (car le débit cœur reste important durant les premières secondes de l'accident), il n'est pas pris en compte dans FARM.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Dans ce scénario, on définit la *puissance de pompage* comme la puissance qui doit être injectée au caloporteur pour évacuer 3%⁶ de la puissance nominale avec une pression de repli de 5 bars⁷ et une température de sortie cœur imposée (fonction du matériau de gainage). Plus elle est faible, plus il est facile de refroidir le cœur en situation accidentelle. Cette grandeur est finalement assez analogue à la perte de charge, même si elles ne sont pas forcément proportionnelles (si la température de sortie cœur varie par exemple). Cet estimateur doit être minimisé. Pour plus de détails voir 5.1.

- **Le temps de sursis :** Cet estimateur est représentatif des aspects d'inertie du cœur. Il est défini comme le temps avant dégradation de la gaine, au point chaud, en conditions adiabatiques (c'est-à-dire sous l'hypothèse qu'aucune chaleur n'est évacuée), avec un profil de température homogène (voir Figure 13) : On suppose que le combustible et la gaine sont à la même température. Cette hypothèse fortement simplificatrice est également conservatrice, car en réalité, le combustible reste toujours à une température plus élevée que la gaine. Cet estimateur mesure en quelque sorte une marge à fusion, mais en prenant bien en compte les capacités calorifiques de chaque matériau.

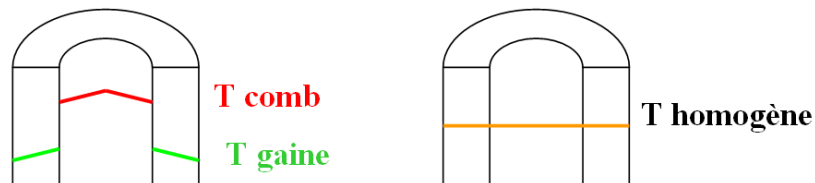


Figure 13 : Schéma de principe du profil de température homogène

Cet estimateur est pertinent dans la mesure où la température d'endommagement de la gaine (1600°C dans le cas du SiC, 1230°C pour du Vanadium, pour plus de détails voir 3.1.4.4) est beaucoup plus faible que celle de fusion du combustible carbure considéré (environ 2480°C, hors formation d'eutectiques). Par ailleurs, quelques calculs d'ordres de grandeurs indiquent très clairement, qu'en cas de perte de refroidissement, l'énergie thermique accumulée dans le combustible, se déstocke dans la gaine avec une constante de temps de l'ordre de quelques secondes. Un écart de température de l'ordre d'une dizaine de degré entre la température de surface du combustible et la température de gaine est alors suffisant pour que la puissance résiduelle soit évacuée du combustible vers la gaine. C'est donc bien la température d'endommagement de la gaine qui va être la plus pénalisante, et une modélisation de température homogène est pertinente car elle surestime légèrement la température gaine.

On modélise pour cela la puissance résiduelle avec une loi de la forme suivante :

⁶ On considère 3% de la puissance nominale car c'est représentatif des puissances résiduelles qui peuvent être problématiques. Dans le cas du GFR de référence, au bout de 40 secondes, la puissance est inférieure à 4% de la puissance nominale, au bout de 4 minutes à 3%, et elle passe en-dessous de 2% au bout d'une demi-heure.

⁷ Il s'agit de l'ordre de grandeur des pressions de repli atteignables avec les enceintes qui ont été étudiées jusqu'à présent.

$$W(t) = a(t + t_0)^{-b}$$

Où $W(t)$ est la fraction de puissance résiduelle par rapport à la puissance nominale.

Sous Matlab, les paramètres a , b et t_0 ont été déterminés pour correspondre au mieux au calcul de puissance résiduelle issus du code *DARWIN* sur le cœur de référence, considéré dans les études de sûreté actuelles, (*DARWIN* est un code d'évolution de l'inventaire des constituants (noyaux lourds et produits de fission) du combustible qui permet d'obtenir des puissances résiduelles juste après l'arrêt du réacteur). Les résultats donnent $a = 0.0737$ / $b=0.16195$ / $t_0=2s$. Cette approximation est alors valable entre 0 et 540s, avec une erreur moyenne de 0.3%.

Par ailleurs la cellule qui a le plus faible temps de sursis n'est pas forcément le point chaud. En effet, une cellule initialement plus froide, mais avec une plus forte puissance résiduelle (à cause du profil de puissance) pourrait être plus pénalisante que le point chaud. C'est pour cela que toutes les mailles combustibles sont étudiées et que seul le temps de sursis le plus faible est retenu.

Le temps de sursis représente alors la marge à fusion de la gaine. Il doit donc être maximisé. Pour plus de détails voir 5.2.

- **La pression interne maximale :** Une des approches classiques pour réduire l'impact des gaz de fission sur la thermique du combustible, consiste à pressuriser les aiguilles combustible avec de l'hélium (voir 3.1.3.3). Cette option très efficace permet alors de diluer les gaz de fission relâchés, et de diminuer la pénalité thermique qui leur est associée⁸. Cependant, elle a pour principal inconvénient, que durant un accident, la pression à l'intérieur de l'aiguille peut monter à de très hautes valeurs sous l'effet de l'augmentation de température de cet hélium et des gaz de fission (de l'ordre de 150-200 bars), et induire des ruptures de gaine ou des déformations excessives. Classiquement, sur des matériaux dont la réponse mécanique est connue, cet aspect est généralement pris en compte par des critères à respecter (par exemple les critères RAMSES⁹) ; une approche de ce type a été utilisée pour les études des cœurs gainés vanadium présentés dans cette thèse, car on disposait alors d'un critère de dimensionnement, d'une loi de *fluage* et de données sur la tenue mécanique du vanadium. Cependant, la tenue mécanique du SiC étant aujourd'hui très incertaine (pour plus de détails voir 5.3), la pression maximale en transitoire à l'intérieur de la gaine est alors considérée comme un estimateur de sûreté. En effet plus la pression est faible, plus le risque de rupture de gaine est réduit. On la définit comme la pression à l'intérieur de l'aiguille, lorsque tous les gaz (hélium et gaz de fission rejetés dans l'aiguille au cours de l'irradiation) sont à 1500 °C (définition très

⁸ Les gaz de fissions (Xe, Kr) ont en effet des conductivités thermiques beaucoup plus faibles que l'hélium (10 à 100 fois plus faibles). En diluant l'hélium ils vont diminuer la conductivité thermique du jeu pastille/gaine et induire un échauffement potentiellement important du combustible, qui est alors pénalisant du point de vue du gonflement. C'est pourquoi il est alors nécessaire de pressuriser l'aiguille pour réduire leur impact (pour plus de détails voir chapitre 3).

⁹ Les critères RAMSES sont des critères mécaniques dérivés des codes et normes du RCC-MR [RCC00].

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

fortement conservatrice, voir 5.3), en faisant l'hypothèse que durant le transitoire les gaz de fission qui sont encore contenus dans le carbure ne vont pas être brutalement relâchés. Cet estimateur doit être minimisé, et n'a de sens que pour les gainages SiC. Pour plus de détails voir 5.3.

Ces trois estimateurs de sûreté, associés chacun à des aspects physiques de comportement du cœur et non à des transitoires donnés, représentent alors de façon simplifiée la sûreté du cœur pour les accidents protégés, et permettent l'optimisation de la sûreté des cœurs étudiés dans FARM. Ils favorisent bien entendu également le comportement du cœur au cours d'accidents non-protégés, mais dans ce cas ne prennent en compte qu'une partie de la physique du cœur. C'est pourquoi il est nécessaire de définir d'autres estimateurs particuliers pour ces accidents là, qui s'ajouteront à ceux-ci (voir 1.2.2.2).

Ces trois estimateurs nécessitent dans leur définition une température (température de sortie cœur pour la *puissance de pompage*, température d'endommagement de la gaine pour le temps de sursis et des gaz pour la pression interne maximale). Et on va définir ces trois températures par rapport à la température à partir de laquelle la gaine est susceptible d'être endommagée. Pour le SiC, une valeur de 1600°C est recommandée. On considère alors cette température pour le temps de sursis. Pour la *puissance de pompage*, on prend comme température de sortie cœur, la température d'endommagement de la gaine moins 100°C. On considère cette marge car en puissance résiduelle, l'écart entre la température de sortie du caloporteur et du point chaud de la gaine est alors de l'ordre de la dizaine de degrés, et sur tous les cœurs étudiés, il ne dépassait jamais 70°C (un exemple est donné sur la Figure 82 page 150 pour un cœur vanadium). Ainsi, avec une température de sortie cœur de 1500°C, la définition est conservatrice. Dans le cas d'une gaine vanadium, la température de sortie cœur considérée est alors de 1130°C. Pour le temps de sursis, on considère également cette température, car les vases d'expansion (supérieurs) qui subissent la pression, sont alors à la température de sortie cœur, que l'on fixe cohérente avec le calcul de la puissance de pompage.

Par ailleurs, l'intérêt de paramétrer ces trois définitions en fonction de la température d'endommagement du matériau de gainage permet de pouvoir les transposer à d'autres gainages. En effet, en fonction des températures limites d'endommagement des gainages, les définitions s'ajustent de façon à ce que les performances soient alors comparables entre les différents types de cœur.

Il est par ailleurs intéressant de noter que sur ces trois aspects, deux d'entre eux étaient déjà pris en compte dans la méthode classique de préconception des cœurs; la perte de charge (pour des températures d'entrée et sortie cœur fixées, la perte de charge est équivalente à la *puissance de pompage*), et la température nominale de gaine (même si le temps de sursis prend mieux en compte les aspects d'inertie et introduit le profil de puissance résiduelle dans le calcul). Seule la pression interne maximale de la gaine est un estimateur relativement nouveau, et permet d'ouvrir de nouveaux degrés de liberté de conception : la pression d'hélium initiale dans la gaine ainsi que la quantité de gaz de fission relâchés au cours de l'irradiation (elle-même fonction de la porosité du combustible). Par contre, par rapport à l'approche classique qui ne faisait qu'imposer des critères, des valeurs à ne pas dépasser, ces estimateurs permettent une optimisation, et de proposer de nombreux cœurs, certains avec des meilleures marges vis-à-vis de tel phénomène, ou de tel autre. C'est là le principal apport en matière de prise en compte de la sûreté à la conception de l'approche FARM.

1.2.2.2 Estimateurs de sûreté des accidents non-protégés

On appelle accidents non-protégés, les accidents extrêmement improbables où malgré l'anomalie il n'y a pas d'arrêt d'urgence, et où le cœur reste critique. Lors de ces accidents, le comportement neutronique naturel du cœur est alors décisif. Il a donc été nécessaire de le modéliser, et de définir d'autres estimateurs de sûreté afin de prendre en compte dans la comparaison entre les différents cœurs l'impact de leurs différentes contre-réactions

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

neutroniques sur leur comportement en transitoire. Une brève présentation du modèle de *contre-réaction neutronique* est présentée dans l'annexe 10.4, et on ne détaille ici que les grandes lignes du modèle et les différents estimateurs.

Avant d'entrer plus en détails dans la façon dont FARM prend en compte ces accidents non-protégés, on précise dans le Tableau 1 la liste des différents scénarios d'accidents.

Tout d'abord, il est important de préciser qu'on suppose pour tous les accidents étudiés une non-perte de la géométrie, que l'on se restreint aux accidents intervenant sur l'ensemble du cœur (non prise en compte du Bouchage Total et Instantané d'un assemblage (BTI), ou des effets locaux que peuvent entraîner un Retrait Intempestif de Barre (RIB)) et que la physique des accidents graves n'est pas étudiée ici. Tous ces aspects sont considérés hors du cadre de cette étude. Toutefois, parmi les accidents non-protégés ayant lieu à l'échelle du cœur, on peut distinguer deux types de transitoires (voir Figure 14) :

- Les accidents à « transitoires lents ». C'est-à-dire des accidents où les paramètres évoluent lentement (par rapport à la constante de temps d'évolution de la puissance du réacteur), de façon monotone, et où, toujours sous l'hypothèse (pas forcément vérifiée) de non fusion du cœur, la situation la plus pénalisante se situe à la fin du transitoire. Ainsi, pour ces transitoires, étudier l'état asymptotique est suffisant et il n'est pas nécessaire d'étudier la cinétique de l'accident.
- Les accidents « rapides ». C'est-à-dire des accidents où les paramètres du cœur ne sont pas à l'équilibre, et où durant le transitoire les températures de gaine et de combustible passent par un pic, qui peut alors être plus pénalisant que l'état final. Pour ce type d'accident, les aspects cinétiques sont alors déterminants.

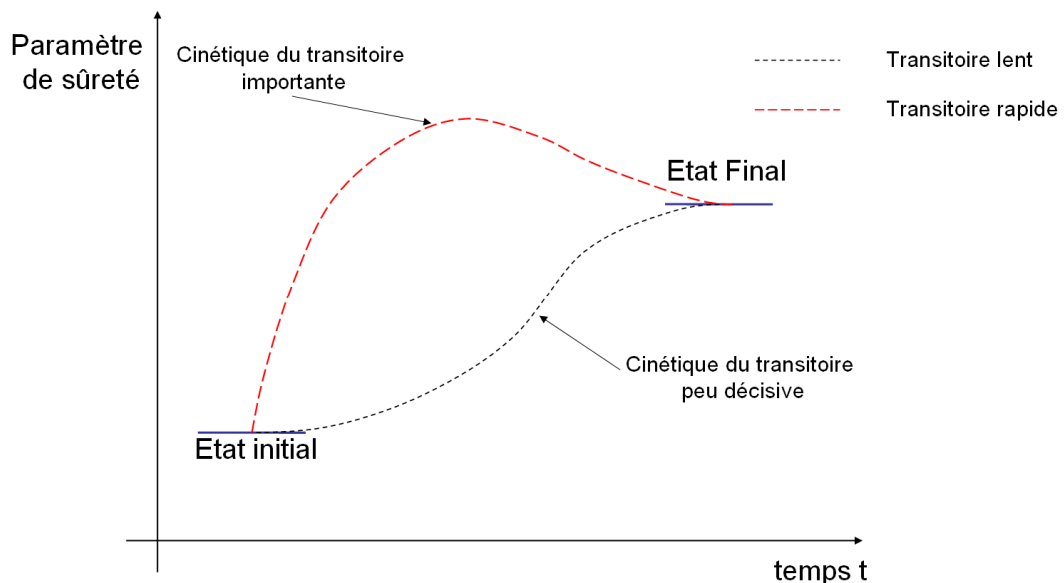


Figure 14 : Schéma de principe des transitoires non-protégés rapides ou lents

Avant d'entrer plus en détails dans la façon dont FARM prend en compte ces accidents non-protégés, on précise dans le Tableau 1 la liste des différents scénarios d'accidents.

Chapitre I
FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Nom (anglais) de l'accident	Acronyme et phénoménologie	Type de transitoire et commentaires
USTOP	<p><u>Unprotected Slow Transient Of Power :</u></p> <p>Accident d'insertion lente de réactivité (une remonté intempestive de barre par exemple). La puissance du cœur augmente alors jusqu'à se stabiliser à une valeur supérieure à la puissance nominale.</p>	Lent
UFTOP	<p><u>Unprotected Fast Transient Of Power :</u></p> <p>Accident d'insertion rapide de réactivité (éjection de barre, même si elle est exclue par conception dans le GFR, compaction rapide du cœur). Même comportement que l'USTOP, mais en transitoire rapide. Dans le cas d'insertion de réactivité extrêmement rapide (de l'ordre de la dizaine de milliseconde) des problématiques associées aux aspects de <i>prompt-criticité</i> peuvent apparaître.</p>	Rapide
ULOHS	<p><u>Unprotected Loss Of Heat Source :</u></p> <p>Perte de source froide (typiquement une perte de débit secondaire). La température d'entrée cœur augmente alors, et par le biais des contre-réactions, la puissance du cœur diminue, jusqu'à ce que la puissance neutronique du cœur s'arrête complètement, ce qui arrive pour une température d'entrée cœur donnée appelée « Température d'étouffement ».</p>	Lent
ULOF	<p><u>Unprotected Loss Of Flow :</u></p> <p>Perte de débit primaire (provoquée par un arrêt des pompes primaires). Le cœur s'échauffe et sa puissance diminue. On suppose alors que le système secondaire continue d'évacuer la puissance, maintenant une température d'entrée cœur constante. Suivant la valeur du débit de repli (débit maintenu même après l'arrêt des pompes soit par convection naturelle, soit par d'autres systèmes actifs), l'accident peut conduire à la fusion du cœur, ou à un état stabilisé où le cœur est à une puissance fortement réduite (de l'ordre de 10% de la puissance nominale) et est refroidi malgré le faible débit.</p>	<p>Rapide ou Lent</p> <p>Ce transitoire peut être soit rapide, soit lent, suivant l'inertie des pompes considérée. Pour des chutes de débit ou le débit est divisé par 2 en plus de 10s, il s'agit d'un transitoire lent.</p>
ULOSSP	<p><u>Unprotected Loss of Station Service Power :</u></p> <p>Cet accident correspond à une perte de débit primaire, couplée à une perte de débit secondaire. Par rapport à un ULOF, on considère que le secondaire ne peut pas évacuer la puissance du cœur, et la température d'entrée augmente, ce qui induit une baisse de puissance encore plus importante que dans le cas d'un ULOF. Puis, lorsque la température d'entrée cœur atteint la température d'étouffement de l'ULOHS, la puissance neutronique du cœur s'éteint. Pour résumer, cet accident se comporte comme un ULOF en moins pénalisant, avec comme état asymptotique celui de l'ULOHS.</p>	<p>Rapide ou Lent</p> <p>Comme pour l'ULOF, ce transitoire peut être soit rapide, soit lent, suivant l'inertie des pompes considérée.</p>

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

ULOCA	<p><u>Unprotected Loss Of Coolant Accident :</u></p> <p>Dans le cas du GFR, une dépressurisation du système primaire conduit à une perte de refroidissement, couplée à une insertion de réactivité (due au <i>coefficient de vidange</i> positif de l'hélium). Cet accident peut donc conceptuellement être considéré comme ULOF couplé à un UTOP. Suivant les vitesses de dépressurisation, ainsi que les systèmes (pompes de secours, injection d'azote, etc.) et les débits de repli considérés les comportements du transitoires peuvent être très différents.</p>	<p>Rapide ou Lent</p> <p>Suivant la taille de la brèche du circuit primaire et la gestion de cet accident, ce transitoire peut être soit rapide (fortes brèches), soit lent (petites brèches)</p>
-------	---	--

Tableau 1 : Liste des différents accidents non-protégés

Cette liste de transitoires non-protégés est celle qui est classiquement considérée dans les études de réacteurs à neutrons rapides [STAU11] [DUM08]. Par rapport aux travaux de D.C. Wade de l'Argonne National Laboratory [WAD97] [WAD88], on ne prend pas en compte les accidents de type « sur-refroidissement » ; baisse de la température d'entrée cœur, qui pourrait par exemple provenir d'une augmentation de débit des pompes secondaires, ou augmentation de débit primaire. Ils ont été brièvement étudiés, et les résultats indiquaient qu'ils n'étaient pas problématiques, au moins pour le cas d'un *GFR* carbure gainé en SiC ou en Vanadium. De plus, l'*ULOSSP* n'est pas toujours considéré, et l'*ULOCA* est un accident spécifique du *GFR* puisque dans un réacteur à sodium, le caloporteur n'est pas pressurisé et le dénoyage du cœur en fonctionnement est exclu par conception.

L'outil FARM, développé dans le cadre de cette thèse, ne prend actuellement en compte que les transitoires lents, ainsi que, de façon très embryonnaire, les premiers instants d'un *UFTOP*. Les problématiques de fusion de la gaine ou du combustible au cours des *UFTOP*, *ULOCA*, et des *ULOF* et *ULOSSP* rapides, ne sont pas traitées ici. Elles devront donc faire l'objet d'études supplémentaires après la phase de conception cœur, en intégrant la conception des systèmes, au même titre rappelons-le que tous les autres accidents pris en compte dans FARM, car la sûreté d'un cœur n'a de sens qu'en intégrant l'ensemble des systèmes qui lui sont associés. Les estimateurs de sûreté de FARM servent essentiellement à comparer des cœurs.

Ainsi, dans FARM, on définit des estimateurs de sûreté associés à chaque transitoire lent du tableau ci-dessus. On ne considère néanmoins pas l'*ULOSSP*, puisque son état asymptotique est le même que celui de l'*ULOHS*. L'accident de perte de caloporteur non-protégé *ULOCA*, n'est pas non plus explicitement pris en compte dans FARM (même si son état final pourrait potentiellement être caractérisé) car il peut être vu comme une combinaison d'un *ULOF* (perte de débit massique, due non pas à une perte des pompes, mais la chute de pression du caloporteur) et d'un *USTOP* (insertion de réactivité générée par le *coefficient de vidange* hélium), lesquels sont déjà pris en compte ; un estimateur correspondant à un *ULOCA* aurait été trop lié à ceux de l'*ULOF* et de l'*USTOP*. De plus, le déroulement de cet accident est très dépendant des hypothèses sur les systèmes (injection d'azote ou pompes de secours), et sa principale problématique est surtout de réussir à évacuer la puissance, aspect qui est déjà pris en compte par la *puissance de pompage*. Il n'a donc pas été jugé pertinent de construire un estimateur de sûreté pour l'*ULOCA*.

Estimateurs des accidents à transitoires lents ou quasi-statiques :

Comme annoncé précédemment, pour ce type d'accident, le transitoire importe peu, et c'est surtout l'état final qui est pénalisant. Partant de ce constat, la méthode de prise en compte des accidents non-protégés à transitoire lent qui a été développée dans FARM ne s'est intéressée qu'à l'état final asymptotique de l'accident, en réalisant un bilan de réactivité entre l'état initial et l'état final (pour plus de détails voir l'annexe 10.4). Ainsi, les estimateurs de sûreté associés à ces accidents non-protégés sont des paramètres de l'état final du cœur.

Ceci suppose bien entendu que cet état final ne conduise pas à la fusion du cœur, ou que celle-ci n'intervienne pas avant, au cours du transitoire, hypothèse qui rappelons-le n'est pas forcément vérifiée. Cependant, comme expliqué au 1.2.2 dans la définition des estimateurs de sûreté, l'important n'est pas que les estimateurs décrivent de façon réaliste les accidents, mais qu'ils permettent de les discriminer. Et pour un transitoire lent, le fait d'avoir un état final plus favorable implique forcément (de part la monotonie des paramètres du transitoire) que le transitoire lui-même est plus favorable. C'est pourquoi ces estimateurs, très simples, sont discriminants. Cette approche a des limites, puisqu'elle ne permet pas d'étudier les accidents non-protégés rapides, et ne prend pas non plus en compte la physique des accidents graves (après fusion du cœur), mais elle permet d'introduire des aspects de sûreté d'accidents non-protégés, dès la conception du cœur.

Ce type d'approche simplifiée est par ailleurs utilisé par les américains pour prendre en compte ces accidents dès la conception [WAD97] [WAD88], avec la méthode ABC (ou KGH en français). D'ailleurs ces approches KGH sont également utilisées au CEA pour évaluer de façon préliminaire la sûreté de nouveaux concepts de réacteurs ou de nouvelles images de cœur. La principale nouveauté de FARM dans ce domaine est alors de les utiliser dans l'étape d'optimisation de la conception cœur. La méthode utilisée dans FARM est d'ailleurs un peu plus précise puisqu'elle effectue un réel bilan de réactivité, sans passer par les coefficients globaux ABC (ou KGH).

L'approche FARM vise donc à évaluer des paramètres de sûreté du cœur pour des accidents non-protégés lents ou quasi-statiques, indépendamment de la conception système du réacteur. Bien évidemment, les systèmes interviennent de façon assez importante au cours de ce type de transitoire, principalement sur les aspects cinétiques du transitoire, ce qui ne pose donc pas de problème ici, mais également sur les températures d'entrée cœur et les puissances évacuées au secondaire, qui influent sur l'état final. Les accidents présentés ci-dessous sont donc des scénarios d'accidents simplifiés, relativement abstraits, qui ne visent qu'à étudier le comportement naturel du cœur, pour en déduire des estimateurs de sûreté. Ces derniers doivent plutôt être vus comme la réponse d'un cœur face à un type de transitoire, plus qu'à un scénario précis.

On donne ci-dessous, la définition exacte des trois estimateurs de sûreté associés à des accidents non-protégés à transitoires lents utilisés dans FARM.

ULOHS : Unprotected Loss Of Heat Source

Cet accident de perte de la source froide du circuit primaire peut typiquement être provoqué par une perte de la source froide du secondaire, ou un déclenchement des pompes secondaires. Dans ce cas, la température d'entrée du cœur augmente, et par le jeu des contre-réactions la puissance neutronique du cœur diminue. Ainsi, la température d'entrée cœur monte jusqu'à l'état asymptotique où la puissance neutronique du cœur s'éteint. On appelle alors cette température, la température d'étouffement du cœur. La *puissance résiduelle* risque malheureusement de faire, à terme, fondre le cœur en l'absence de source froide. L'état final considéré n'est donc pas l'état le plus pénalisant. Mais plus le cœur s'éteindra « tôt » ou « facilement », c'est-à-dire plus la température d'étouffement du cœur sera faible, mieux le cœur se comportera vis-à-vis de cet accident.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

La température d'étouffement du cœur en ULOHS constitue donc pour cet accident un estimateur de sûreté qu'il faut minimiser.

ULOF : Unprotected Loss Of Flow

Il s'agit d'un accident de perte des pompes primaires. Cependant, dans FARM, on suppose tout de même qu'il subsiste un certain débit de repli de 5% du débit nominal qui peut être soit issu des pompes de secours, soit de la convection naturelle¹⁰. Durant cet accident, la température de sortie du cœur, ainsi que la température moyenne du combustible augmentent, et par conséquent la puissance neutronique du cœur diminue. Ainsi, au bout d'un certain moment, le cœur arrive à un état d'équilibre, où la puissance neutronique est stabilisée classiquement à une valeur de l'ordre de 10% de la puissance nominale. On suppose cependant que durant ce transitoire la température d'entrée du cœur reste inchangée, ce qui est une hypothèse assez peu réaliste puisque sur *ALLEGRO* par exemple, au cours d'un ULOF, cette dernière peut chuter de 40 °C [GAL10], et donc avoir un fort impact neutronique.

Des estimateurs possibles pour cet accident seraient alors par exemple la puissance neutronique de l'état final, ou l'échauffement du caloporteur de l'état final ($\Delta T_{\text{cœur}}$). On décide finalement de retenir la température de point chaud gaine de l'état final, car il s'agit de la grandeur la plus critique vis-à-vis de la non-fusion du cœur durant cet accident. Si cela permet de mesurer indirectement la puissance du cœur à l'état final, cela a toutefois l'inconvénient de lier cet estimateur avec le *temps de sursis*, puisqu'à puissance finale égale, le cœur dont le combustible est le plus froid (et qui aura donc le plus grand temps de sursis) est favorisé. Il faut alors minimiser cette température.

USTOP : Unprotected Slow Transient Of Power

Il s'agit d'un accident d'insertion lente de réactivité, tel qu'il pourrait être causé par un retrait intempestif de barre. Dans ce type d'accident, la puissance du cœur augmente avant de se stabiliser à un certain état final. On suppose là aussi, que la température d'entrée du cœur reste constante, ce qui est forcément faux dans la mesure où le secondaire ne peut pas évacuer le surplus de puissance généré, et que la température d'entrée cœur augmente forcément.¹¹ Cependant, comme précédemment, on étudie un accident abstrait afin de construire un estimateur de sûreté du cœur. Dans FARM on fixe la réactivité insérée à 300 pcm (c'est-à-dire une réactivité proche d'un *dollar*, ce qui est au niveau de l'ordre de grandeur représentatif de ce que pourrait induire un retrait intempestif de barre).

Là aussi plusieurs estimateurs pourraient être envisageables, la puissance neutronique finale, l'échauffement du cœur $\Delta T_{\text{cœur}}$ ou la température du point chaud combustible à l'état final. Mais dans cet accident il est tout à fait possible de se trouver à 180% de la puissance nominale, et les températures de fusion des gaines ou du combustible peuvent alors être atteintes. Ainsi, entre deux cœurs, qui pour une même réactivité insérée, donnent la même puissance finale, celui qui conduira à un pic de température gaine ou combustible plus faible sera forcément plus favorable. Par ailleurs, l'étude des cœurs SiC issus des optimisations

¹⁰ L'ordre de grandeur du débit de repli qui pourrait être assuré, soit en convection naturelle, soit avec des pompes de secours est en général considéré de l'ordre de 5%. Dans les études préliminaires de sûreté GFR, un débit de repli par convection naturelle de 5% était considéré.

¹¹ On peut alors décomposer théoriquement l'accident en deux phases. Une première phase où la température d'entrée cœur reste constante, et où la puissance augmente fortement ; et une seconde phase, où la température d'entrée cœur augmente jusqu'à ce que la puissance cœur se stabilise à la puissance nominale. On peut ainsi définir un estimateur de sûreté pour chaque phase. Or, les études ont montré [VER10], qu'avec ce découpage la première phase était toujours plus pénalisante que la seconde. Supposer la température d'entrée cœur constante est donc, par rapport au transitoire réel un conservatisme.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

révèle que les températures au point chaud de la gaine lors de cet accident sont les plus pénalisantes (1000 à 1600°C pour les cœurs SiC dont la température de dégradation est de 1600°C, alors que les températures combustibles ne dépassent pas 2000°C pour des températures de fusion supérieures à 2400°C). L'estimateur de sûreté considéré pour cet accident est donc également la température du point chaud gaine de l'état final, même si cet estimateur est aussi lié au temps de sursis.

Estimateurs des accidents à transitoires rapides :

Si aucune méthode de calcul d'estimateurs de sûreté pour les accidents non-protégés rapides n'est implémentée dans FARM, il est tout à fait possible d'intégrer leur calcul dans les méthodes d'optimisation de conception cœur. Il existe pour cela plusieurs méthodes :

- La méthode la plus intuitive pour les prendre en compte, est alors d'intégrer à l'outil de conception un modèle qui calcule le transitoire en discrétisant en temps. Ainsi pour chaque cœur évalué lors de l'optimisation, un calcul de transitoire évalue les conditions les plus pénalisantes au cours du transitoire. Hormis le développement et la validation de ce modèle, le principal inconvénient de cette approche est son temps de calcul. Car il faut alors effectuer plusieurs calculs, discrétisés en temps pour chaque cœur, ce qui peut augmenter significativement la durée d'une optimisation. Toutefois, les outils développés par N. Stauff [STAU11] semblent pouvoir évaluer ces transitoires de façon très rapide (temps de calcul de tous les transitoires < 1s). Une telle approche pourrait être utilisée dans l'outil TRIAD (voir 1.1).
- Une autre approche, très innovante, a récemment été développée par EDF R&D pour leurs besoins d'optimisations avec SDDS [DAR11]. Elle consiste à modéliser la cinétique du transitoire avec des lois analytiques, sous certaines hypothèses, ce qui permet d'obtenir les caractéristiques du pic de température de façon explicite, sans avoir à discrétiser le transitoire en temps. Cette approche permet alors des temps de calcul extrêmement faibles et est tout à fait adaptée aux méthodes d'optimisation de conception cœur. Elle n'a pour l'instant été appliquée que par EDF pour l'ULOF dans le cas des réacteurs à sodium.
- La dernière méthode qui pourrait être envisagée, consisterait à construire un *méta-modèle* qui donnerait les caractéristiques du pic du transitoire, à partir d'une base de calculs réalisés avec le code de référence (CATHARE [CAT11]). Si cette solution a l'avantage d'avoir un temps de calcul extrêmement faible dans l'optimisation, et d'être plus précise, rien n'assure qu'un tel méta-modèle soit réalisable ; puisqu'il fait alors appel à un très grand nombre de variables, fortement couplées, et à un comportement très non-linéaire sur un grand domaine. Si des études d'incertitudes sur la valeur du pic de température d'un ULOF induites par la conception système ont été réalisées avec des *méta-modèles*, à ce jour, aucune étude n'a utilisé de *méta-modèle* pour caractériser la réponse en transitoire d'un accident non-protégé rapide en fonction de la conception cœur.

Toutefois la définition de tels estimateurs de sûreté fait forcément appel à des aspects systèmes, et il est indispensable de faire des hypothèses sur la conception du circuit primaire et des systèmes de sûreté pour calculer ces estimateurs. On retrouve alors la problématique de savoir si l'on place la sûreté dans le cœur ou dans les systèmes. Pourquoi optimiser plus le cœur que le système, ou l'inverse vis-à-vis de ces accidents improbables ? Quel serait le prix de changer la conception cœur ou la conception système afin de tenir les objectifs ? C'est pour cela que la prise en compte de ces accidents n'a réellement de sens (du point de vue d'une optimisation globale) que si l'optimisation porte sur à la fois le cœur et les systèmes de sûreté. Comme ce n'était pas le cas ici, la prise en compte des transitoires non-protégés rapide n'a pas été prioritaire dans les développements. Et c'est aussi pour cette raison, qu'une autre thèse va

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

continuer les travaux débutés dans FARM, de façon à prendre en compte les accidents non-protégés rapides, au sein d'une optimisation incluant le cœur et les systèmes, avec l'outil TRIAD.

On présente néanmoins ci-dessous un estimateur associé à un transitoire rapide, l'UFTOP ainsi que quelques considérations sur le *coefficient de vidange*.

UFTOP : Unprotected Fast Transient Of Power

Il s'agit d'un accident d'insertion rapide de réactivité, tel qu'il pourrait être causé par une éjection de barre (théoriquement exclue par conception), une insertion massive de modérateur dans le cœur, ou une compaction du cœur lors d'un séisme (une compaction de l'ensemble des jeux inter-assemblage du cœur de référence conduit à des insertions de réactivité d'environ 1\$). Au cours de cet accident deux problématiques majeures sont alors à considérer : éviter la non fusion de la gaine et du combustible au cours du pic de température (ce qui ne sera pas traité ici, puisque relevant de l'étude des transitoires rapides), et maîtriser la réactivité. En effet, si cette dernière n'est pas compensée par des contre-réactions, elle peut provoquer des augmentations de puissance très dommageables pour le cœur (notamment en situation *prompt-critique*). On peut de plus se situer à des échelles de temps (de l'ordre de la dizaine de millisecondes) où parmi toutes les contre-réactions seul l'effet Doppler a le temps « d'intervenir ».

L'insertion de réactivité provoque alors une augmentation de puissance, et donc de la température du combustible, qui induit alors une contre-réaction Doppler. Cet effet permet alors en général de maîtriser la réactivité et d'éviter des dégagements énergétiques trop importants, mais il a ses limites. En effet si l'on impose la non-fusion du combustible, l'effet Doppler ne peut pas induire plus qu'une certaine valeur d'anti-réactivité.

On définit alors comme estimateur de sûreté pour cet accident la réactivité maximale insérable rapidement, de façon à ce que la réactivité du cœur reste maîtrisable :

$$\Delta\rho_{insertion}^{UFTOP} = 1\$ + K_D \ln\left(\frac{T_{comb}^{fusion}}{T_{comb}^{nom}}\right)$$

Où K_D est la constante doppler, T_{comb}^{fusion} , la température moyenne du combustible de sorte que le point chaud soit à la température de fusion ($T_{fus} = 2480^\circ\text{C}$), et T_{comb}^{nom} la température moyenne du combustible en régime nominal.

Il s'agit d'un estimateur très simplifié, mais néanmoins représentatif des premiers instants de cet accident. Il n'est par contre pas du tout représentatif de la suite de l'accident (transitoire rapide). L'état asymptotique quant à lui, est déjà pris en compte par l'estimateur de l'*USTOP*. Plus de détails sur l'interprétation et la justification de cet estimateur sont donnés dans l'annexe 10.3 Annexe UFTOP.

ULOCA : Problématique du *coefficient de vidange* He.

Par ailleurs, les études de conception de cœur de *GFR* précédentes prenaient en compte un critère sur le *coefficient de vidange* He du cœur, en imposant que ce dernier soit inférieur à 0.9\$ (correspondant à 1\$ - 0.1\$ de marge en prévision des incertitudes de calcul). Ce critère permettait alors d'être certain de ne pas atteindre la *prompte-criticité* en cas de dépressurisation très brutale du cœur.

Toutefois, comme expliqué dans l'annexe 10.3, il est tout à fait possible d'insérer une réactivité supérieure à 1\$ (de l'ordre de 1\$ à 1.5\$), et ce très rapidement (de l'ordre de la

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

dizaine de millisecondes) dans un cœur de façon totalement sûre. Il n'y a pas d'effet seuil lorsque le *coefficient de vidange* d'un cœur atteint ou dépasse 1\$. Les coefficients de vidange des différents cœurs *GFR* (Gainés en SiC ou en Vanadium) sont en général de l'ordre du *dollar* (0.6 à 1.3\$), on peut donc en conclure que la problématique d'un accident de *prompt-criticité* lors d'une dépressurisation rapide d'un *GFR* n'est pas à considérer.¹²

D'une façon générale, il est certain que l'effet de vidange est une contre-réaction positive qui pénalise le comportement du cœur en accidents graves, et que la minimiser ou du moins limiter sa valeur permet de limiter l'insertion de réactivité lors d'un *ULOCA*. Toutefois, elle ne permet pas de statuer seule sur le comportement d'un cœur vis-à-vis d'un accident, et l'ensemble des contre-réactions doivent être pris en compte au travers d'estimateurs de sûreté. Il est tout à fait possible de concevoir des cœurs avec des coefficients de vidange supérieurs au *dollar*, mais dont les estimateurs de sûreté définis ci-dessous sont plus favorables (voir chapitre 6). Le *coefficient de vidange* n'est donc pas, à proprement parler, un estimateur de sûreté. La principale problématique en cas de dépressurisation d'un réacteur sera surtout le manque de refroidissement couplé au pic de puissance généré par l'insertion de réactivité, qui pourrait conduire à la dégradation du combustible. Mais seule une analyse complète du scénario accidentel pourra statuer sur sa dangerosité et son éventuel impact sur la conception cœur.

Par ailleurs, on vérifie également que les vitesses de dépressurisation en cas de brèche resteraient supérieures à quelques dizaines de millisecondes. Tout d'abord, dans le cas de petites brèches, les constantes de temps de dépressurisation seraient plutôt de l'ordre de quelques dizaines de secondes. Des calculs d'ordre de grandeurs analytiques pour des brèches primaires de l'ordre de 20 pouces (50 cm) conduisent à des vitesses de dépressurisation maximales de l'ordre de 100 bar/s, soit une vidange complète de l'ordre de la seconde. Toutefois, en supposant une rupture totale et instantanée de tuyauterie primaire¹³, la vidange du cœur pourrait être atteinte en quelques secondes. Le cas le plus extrême que l'on puisse mentionner correspond au réacteur CABRI, où la vitesse de dépressurisation est maximisée par conception, pour être atteinte en quelques dizaines de millisecondes. Dans tous les cas, ces constantes de temps restent supérieures à celle de l'effet doppler.

De plus, lors d'une dépressurisation, la pression dans le circuit primaire ne devient jamais nulle (comme on le suppose dans le calcul du *coefficient de vidange*), mais il reste toujours, à l'aide de l'enceinte de repli (voir 1.2.2.1), une pression minimale, qui durant les premiers instants de l'accident reste de l'ordre de 10 bars. Ainsi, la réactivité insérée ne peut pas dépasser plus de 85% du *coefficient de vidange*.

1.2.3 Performances du cœur de référence *GFR SiC aiguille carbure*

Une fois les performances d'un cœur définies, la première chose à faire est d'avoir un point de référence, c'est-à-dire de calculer avec FARM les performances du cœur de référence *GFR SiC aiguille carbure*, dit « mars 2009 », issu des études précédentes. Ces dernières sont présentées dans le Tableau 2.

¹² On montrera également qu'il n'est pas possible de concevoir un cœur *GFR* homogène d'aiguilles de carbure gainées en vanadium isogénérateur avec un coefficient de vidange inférieur au dollar (voir 6.3).

¹³ Même si cette dernière est considérée comme éliminée par conception car ayant une probabilité inférieure à 10^{-7} /an.réacteur. La démarche est alors équivalente à l'élimination de la possibilité de rupture de cuve dans un REP.

Chapitre I
FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Performances du cœur		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.1/32.0	Temps de Sursis (s)	168
MRPu cycle (t/GWe*an)	3.0	Puissance de Pompage (kW)	85
Diamètre du cœur (m)	4.3	Pression interne maximale (bar)	121
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	842		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1392	Burn-up (at%)	5.0
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1464	Volume du cœur (m ³)	24.1
Δp UFTOP (pcm / \$)	864 / 2.44	ΔP cœur (bar)	1.2
Δp vidange	0.89 \$	N _c assemblage	13

Tableau 2 : Performances du cœur de référence mars 2009

Par ailleurs on signale également que le détail géométrique et un certain nombre d'informations sur ce cœur (telles qu'elles sont évalués par FARM) sont également donnés dans l'annexe 10.9 : « Descriptif des cœurs GFR SiC et V issus de FARM ».

Par ailleurs, même si tous les estimateurs de sûreté ne sont que des estimateurs et n'ont véritablement de sens qu'en relatif, on peut néanmoins faire les commentaires suivants. Un temps de sursis de l'ordre de 150 secondes est tout à fait cohérent avec les durées de mise en route des systèmes d'évacuation de la puissance résiduelle (pompes de secours ou convection naturelle, de l'ordre de la dizaine de secondes). De plus, la pression interne maximale est quant à elle tout à fait acceptable (voir 5.3).

Pour ce qui est des estimateurs de sûreté non-protégés, le cœur de référence vérifie bien le critère d'un *coefficient de vidange* inférieur à 0.9\$ qui était considéré dans les études précédentes. Par ailleurs, on constate qu'une température d'étouffement en cas d'ULOHS de 840°C est tout à fait compatible avec la tenue mécanique du cœur (si l'on parvient à évacuer la puissance résiduelle). Il reste à évaluer l'acceptabilité de cette température pour les structures de la cuve. Pour l'ULOF avec un débit de repli de 5%, la température du point chaud gaine est de l'ordre de 1400 °C (avec une incertitude probablement de l'ordre de 100°C), ce qui n'est pas rédhibitoire sur une courte durée. Le point chaud gaine d'un USTOP est lui de l'ordre de 1470°C, et reste donc largement en dessous de la température de dégradation de la gaine (1600°C).

Pour résumer, à l'aide d'une prise en compte simplifiée des bilans de réactivité, on a pu construire 3 estimateurs correspondant aux accidents lents ULOHS, ULOF et USTOP, ainsi qu'un estimateur pour l'UFTOP. Ajoutés aux 3 estimateurs associés aux accidents protégés, le temps de sursis, la pression interne maximale de l'aiguille en transitoire, et la *puissance de pompage* de secours, cela porte à 7 le nombre d'estimateurs de sûreté qui sont pris en compte

dans l'approche FARM. Par ailleurs, outre les performances du cœur qui seront imposées (Puissance de 2400 MWth, et *isogénération* à l'équilibre), les autres performances du cœur ont été réunies en trois estimateurs : l'inventaire Plutonium en cycle, masse de plutonium retraitée et le diamètre du cœur, lesquels seront optimisés conjointement avec les 7 estimateurs de sûreté.

Pour optimiser un cœur sur 10 paramètres, de façon multicritère sans favoriser une performance par rapport à l'autre (c'est-à-dire sans faire de pondération), il est donc absolument nécessaire de faire appel à un outil d'optimisation par algorithme génétique, dans notre cas : MultiGen.

1.3 Optimisation par algorithme génétique : MultiGen

Une fois les performances considérées bien définies, reste l'étape cruciale de l'optimisation (on rappelle que les variables d'optimisation et le modèle de cœur seront présentés au 2.1.3.2). Cette dernière est réalisée à l'aide de l'outil MultiGen, selon le schéma de la Figure 15.

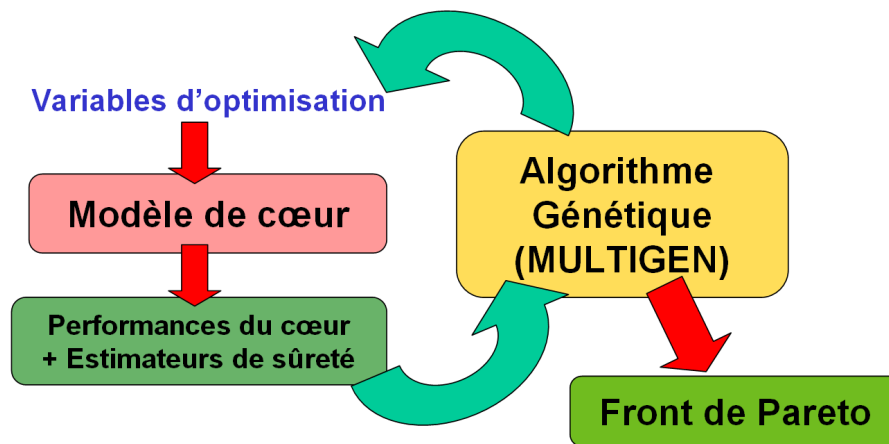


Figure 15 : Schéma de principe du couplage FARM / MultiGen

MultiGen est un outil d'optimisation par algorithme génétique développé au LCSI (nouvellement LE2S) dans le cadre de la thèse d'Adrien Gomez [GOM08]. Le principe général d'un algorithme génétique consiste à générer une population aléatoire de solutions, puis de les croiser entre elles ou de les faire évoluer par mutation, et ce sur un grand nombre de générations, en conservant à chaque fois les individus les plus intéressants. Ainsi, par un phénomène de sélection, qui reproduit la sélection génétique de l'évolution darwinienne, les solutions tendent vers une population stable, la mieux adaptée aux contraintes qui lui sont imposées (à son environnement). Ces algorithmes ont été formalisés par de nombreux numériciens, tels que Holland [HOL75] et Goldberg [GOL89].

Un algorithme génétique se déroule en trois étapes :

- L'initialisation. On tire aléatoirement, dans tout l'espace des paramètres, une population initiale. On la construit de façon à ce qu'elle soit peuplée de manière uniformément dense dans tout l'espace [GOM08] (voir Figure 16). Le principe consiste à mailler l'espace de calcul, puis à tirer aléatoirement les individus dans chaque maille, ce qui permet de couvrir l'ensemble du domaine tout en conservant un côté aléatoire. Dans le cas précis de ce modèle, chaque « individu » représente un réacteur, qui est lui-même défini par un vecteur de 9 ou 10 valeurs bornées, qui sont les variables d'optimisation du système. Chaque point est un vecteur différent, pour lequel on calcule l'ensemble du cœur.

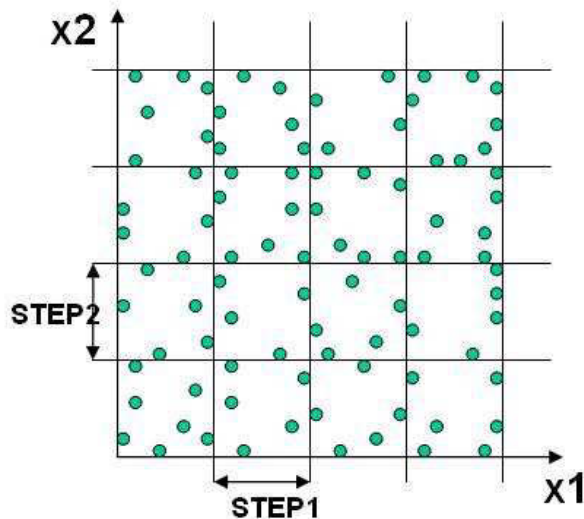


Figure 16 : Initialisation d'une population MultiGen

- Vient ensuite l'étape de reproduction et sélection (voir Figure 17). L'algorithme utilisé pour cette étape dans MultiGen est le NSGA II [DEB02]. Pour chaque génération, à partir de la population initiale, P_t (population à l'instant t), on effectue des croisements aléatoires entre solutions (création d'un nouveau point dont chaque paramètre est une pondération des valeurs de deux individus « parents »), des mutations (variation aléatoire d'une des valeurs du vecteur) afin de créer une nouvelle population, Q_t . On nomme l'ensemble de ces deux populations, R_t . On décompose ensuite cette nouvelle population R_t en différents fronts de non-domination (voir Figure 18). On dit qu'un individu « domine » un autre, s'il est meilleur que lui sur toutes ses performances. Par contre si un individu A est meilleur que B, vis-à-vis d'une performance, mais moins performant vis-à-vis d'une autre, il n'y a alors pas de domination entre les deux cœurs. C'est ce qui se passe dans les fronts de non-dominations. C'est-à-dire, que dans un même front de non-domination, aucun individu n'est meilleur qu'un autre, ils réalisent juste des compromis entre les différentes variables à optimiser. (L'un a une très bonne caractéristique de sûreté vis-à-vis d'un accident, mais un grand *inventaire Pu*, un autre a ce même estimateur de sûreté très pénalisant mais un faible *inventaire Pu*). Par contre, les fronts de non-domination, se dominent entre eux, et le meilleur de tous est ce qu'on appelle le « front de Pareto » ; c'est la population optimale. La notion de front de Pareto a été introduite par Vilfredo Pareto [PAR96], un économiste, comme la solution de problèmes multi-objectifs.

Puis, on ne sélectionne que les meilleurs fronts de non-domination, pour générer une nouvelle population. Et l'on itère ainsi sur un très grand nombre de générations.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

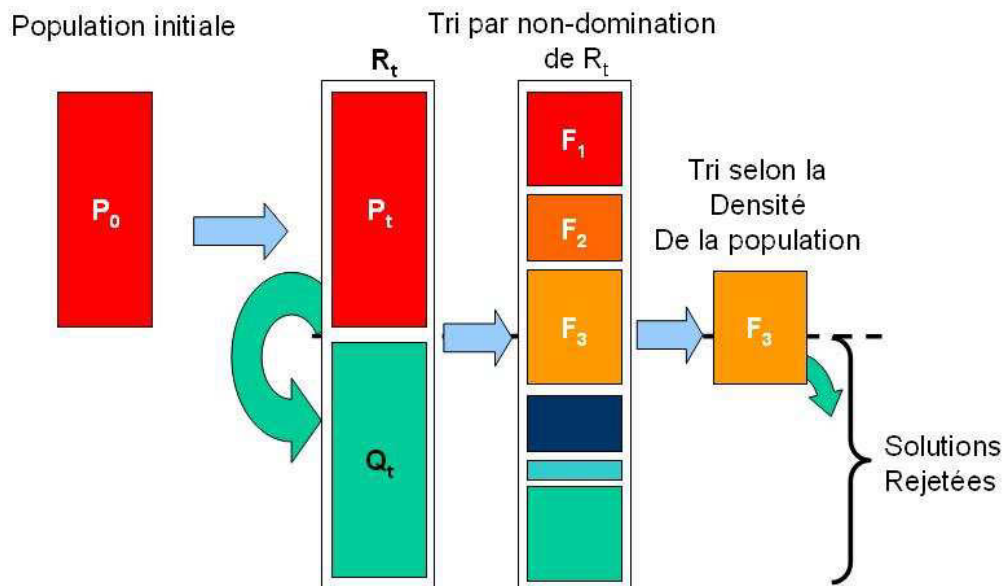


Figure 17 : Principe d'une itération sur une génération MultiGen

Par exemple, sur la Figure 18, F1, F2 et F3 sont des fronts de non-domination, F1 domine les deux autres fronts F2 et F3 (si l'objectif est de minimiser les fonctions f1 et f2).

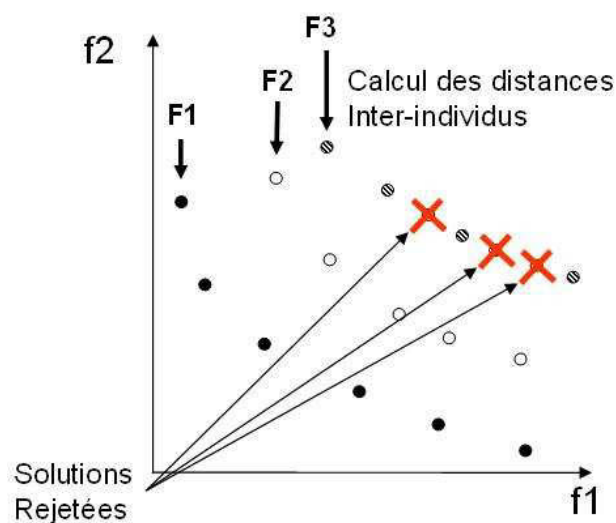


Figure 18 : Illustration de fronts de non-domination

- Les itérations de populations s'arrêtent finalement lorsque la population des meilleurs individus ne bouge plus. Pour vérifier cela on compare les populations des meilleurs individus entre la génération n et $n + p$ (p étant souvent de l'ordre de 10 ou 20), et l'on regarde si ce sont les mêmes populations (c'est-à-dire que tous les individus sont identiques). Si oui, on a alors atteint le front de Pareto.

■ Critère d'arrêt pour Algorithmes Génétiques

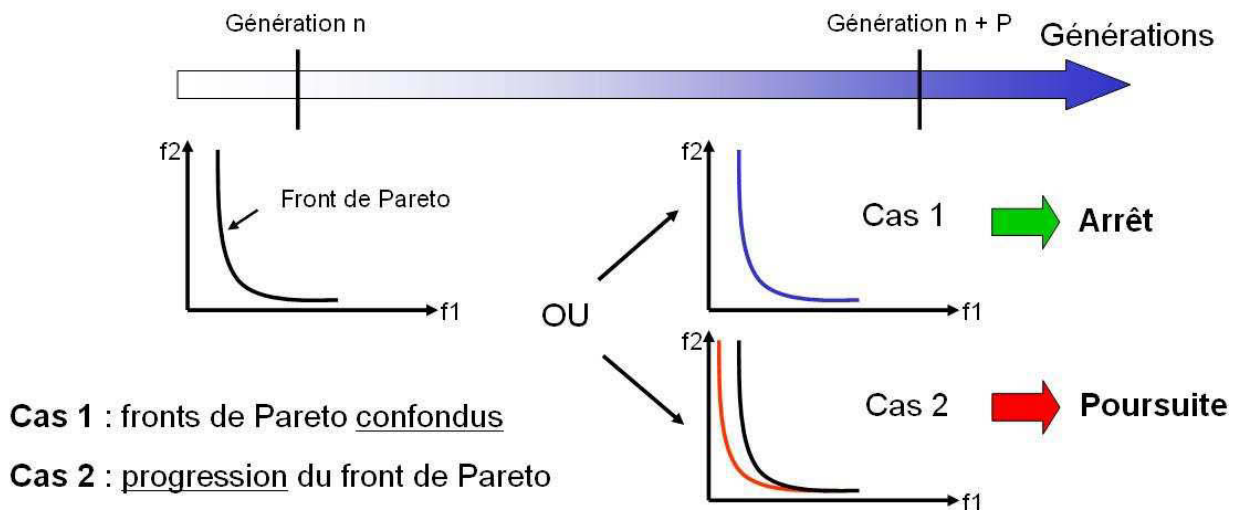


Figure 19 : Critère d'arrêt d'une optimisation MultiGen

En pratique cette convergence n'est parfois totalement atteinte qu'au bout d'un temps de calcul extrêmement long, de l'ordre de quelques semaines pour une optimisation de type FARM (sur des PC individuels modernes, de type 3GHz de fréquence et 3G de RAM). On impose alors un certain nombre de générations à partir duquel on estime que le front de Pareto aura convergé. En général pour des problèmes de type FARM, on constate que la convergence est tout à fait satisfaisante au bout d'environ un millier de générations (pour des populations de l'ordre de 200 individus). Ces deux paramètres, le nombre de générations et la taille de la population sont alors des paramètres très importants d'une optimisation MultiGen qui doivent être ajustés avant chaque optimisation.

Ainsi, le résultat obtenu après une optimisation est un front de Pareto, c'est-à-dire une population de différents cœurs, tous optimisés pour différents compromis entre les différentes performances optimisées. Par exemple, on a tracé sur la Figure 20 un front de Pareto schématique à 2 dimensions, où l'on a cherché à minimiser la *puissance de pompage* cœur, et l'*inventaire Pu*. Il faut bien voir que sur une courbe de ce type, chaque point est un cœur totalement différent, avec une géométrie de cœur, des fractions volumiques, des diamètres de pastille différents. Chaque cœur est entièrement optimisé, mais avec différents arbitrages entre les différentes performances. Par exemple le cœur 1 est un cœur avec une faible puissance de pompage, mais des performances en termes d'*inventaire Pu* très mauvaises. Le cœur 2 par contre, est un cœur beaucoup plus équilibré. Le cœur 3 quant à lui présente une très bonne performance d'*inventaire Pu*, mais est mauvais vis-à-vis de l'estimateur de sûreté.

C'est ensuite au concepteur et au projet, de choisir le cœur le plus intéressant, suivant les performances attendues, et suivant l'approche de sûreté (savoir si l'on privilégie le comportement pour tel ou tel transitoire, ou si l'on dispose déjà de marges satisfaisantes sur tel autre). Ils choisiront le cœur le plus adapté aux systèmes envisagés et aux contraintes de sûreté/performances parmi cette population de cœurs optimaux.

Front de Pareto d'un cœur GFR SiC à joint He
Compromis entre l'inventaire Pu et la puissance de pompage
Temps de sursis imposé à 220s, et $MRPu=3.0 \text{ t/GWe}\cdot\text{y}$, $P_{int}=150 \text{ bar}$

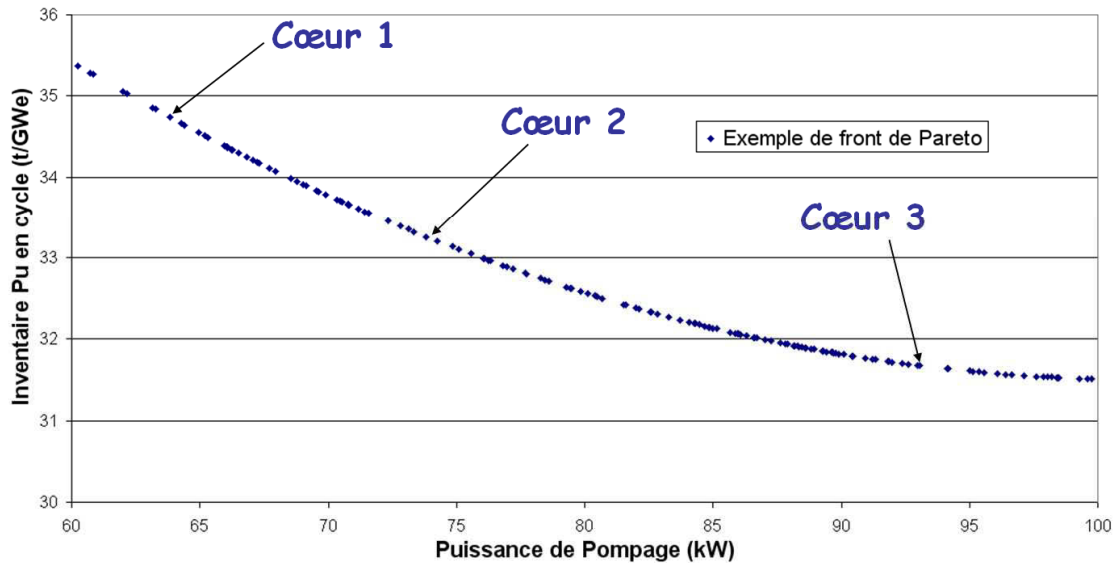


Figure 20 : Exemple de front de Pareto à 2 dimensions

Il est important que le lecteur saisisse bien cette notion, car pour une réelle optimisation FARM, comme celles présentées au chapitre 6, il y a alors 10 performances différentes d'optimisées, et l'on obtient donc des fronts de Pareto à 10 dimensions (à savoir 8 dimensions de trop pour pouvoir être tracés sur du papier). Il est alors bien plus difficile de se représenter ce qu'est un front de Pareto.

Cet aspect multicritère est particulièrement important du point de vue des estimateurs de sûreté. En effet, on rappelle qu'un estimateur de sûreté ne permet que de comparer des cœurs, la sûreté du réacteur dépendant quant à elle très fortement des systèmes considérée. Ainsi, si par exemple, certaines études système tendent à montrer que tel aspect de physique associé à un estimateur de sûreté n'est finalement pas prioritaire, (ou qu'un accident est en fait exclu par conception), cela ne change en rien la méthode d'optimisation. En effet, il suffira alors de choisir dans le front de Pareto final, les cœurs les plus performants, sans tenir compte de l'estimateur en question. Si au contraire, les études chaudières montrent qu'un aspect physique, ou accident est réellement problématique, il faudra alors ne sélectionner dans le front de Pareto que les cœurs qui affichent de bonnes performances vis-à-vis de l'estimateur associé à cet accident, ceci ne nécessitant alors aucune autre optimisation. Le front de Pareto contient théoriquement, tous les cœurs optimaux potentiellement intéressants. Le concepteur n'a alors qu'à choisir parmi les différents cœurs celui qui correspond le mieux à ses besoins, et à son approche de sûreté.

Un autre avantage majeur des algorithmes génétiques, est qu'ils permettent de rechercher les optimums globaux d'un domaine. En fait, il existe un théorème [CER93], qui dit que si la population de l'algorithme est suffisamment nombreuse, on est certain de trouver tous les optimums globaux. En pratique, cette taille peut conduire à des temps de calcul trop élevés pour être mis en œuvre, et est surtout impossible à évaluer précisément. Néanmoins, le principe est là, et pour un problème avec probablement assez peu de minimums locaux comme la conception d'un réacteur (où la physique en jeu, même si elle est très fortement non-linéaire, reste généralement monotone), on est pratiquement certain d'obtenir les optimums globaux avec de faibles populations.

Ce qui signifie que, à la précision près du modèle FARM, une optimisation par algorithme génétique permet d'être pratiquement sûr d'avoir trouvé le meilleur cœur possible, et donc d'utiliser tout le potentiel d'une technologie pour les hypothèses de modélisation qui sont faites. Cet aspect est particulièrement important car les anciennes méthodes de conception cœur (voir 1.1) ne pouvaient pas en être aussi sûres...

1.4 Interpolation et méta-modèles

Comme expliqué au 1.1, la méthode FARM est basée sur l'utilisation de méta-modèles, c'est-à-dire des modèles simplifiés construits à partir de résultats d'un code de calcul, ou plus simplement, des interpolations. En effet, afin de pouvoir utiliser des algorithmes génétiques, il est nécessaire que le temps de calcul d'un cœur soit très faible, et il est alors impossible de lancer les codes de calcul de référence. On utilise alors des méta-modèles pour remplacer le code de calcul et prédire beaucoup plus rapidement, même si de façon un peu moins précise les valeurs recherchées.

Cette démarche générale, très utilisée pour l'analyse d'incertitude (par exemple [FOU11], [IOO10]) a fait l'objet de nombreuses recherches mathématiques et dispose d'un cadre théorique très complet (on ne citera ici que [SAC09] [FAN06] [IOO09]).

L'objectif de ce sous-chapitre est de présenter très brièvement les principaux aspects liés à l'utilisation des méta-modèles, et les outils et méthodes qui ont été utilisés dans le développement de FARM.

Tout d'abord, d'une façon générale, la construction d'un méta-modèle se décompose en deux étapes :

- La définition de l'ensemble de points à calculer, également appelé « plan d'expérience »
- Puis l'interpolation à proprement parler des résultats du code sur tous les points du plan d'expérience.

Dans FARM, pour tous les méta-modèles, ces deux étapes ont été réalisées avec l'outil SMURFER [IOO11] ; outil de statistique, d'analyse d'incertitudes et de sensibilité et d'interpolation de méta-modèles qui est développé sur le projet R [R08].

Il existe des théories mathématiques très élaborées qui permettent de construire des plans d'expérience optimisés pour tirer un maximum d'information de chaque point. Une des méthodes, parmi les plus classiques et les plus utilisées, qui mérite d'être mentionnée, est la méthode de « Taguchi » [TAG]. Cette méthode, initialement développée pour les plans d'expérience de chimie des procédés permet de minimiser le nombre de points d'expériences et l'impact des facteurs de bruit pour optimiser un paramètre donné (par exemple, trouver le meilleur rendement, en jouant sur certains paramètres du système). La construction de tels plans nécessite néanmoins de connaître des informations sur le comportement des différentes variables (interaction ou non entre certaines variables, valeurs à tester pour chaque paramètre).

Or, le problème de la construction d'un méta-modèle est différent d'une recherche d'un point optimal. En effet, pour construire un méta-modèle on ne cherche pas à optimiser une variable, mais à optimiser la qualité de l'interpolation sur un domaine donné. De plus, contrairement aux plans d'expériences conçus par la méthode de Taguchi, il n'y aura aucun facteur de bruit sur les expériences, puisque chaque point sera estimé à l'aide d'un code de calcul. Et pour finir, on se place dans un cadre général où afin de perdre le minimum

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

d'information, on souhaite ne faire aucune hypothèse sur les variables (on ne néglige aucune interaction entre variable et l'on souhaite étudier tout un domaine). Cette méthode n'est donc pas adaptée pour la construction de méta-modèles.

La méthode la plus utilisée et la plus robuste pour la construction des plans d'expériences de méta-modèles est en réalité la méthode des « hyper-cubes latins » [IOO10] [MCK79] [IMA82] [STE87] [HEL03]. Dans ce cas, on cherche à répartir les points (uniformément dans FARM, ou suivant certaines lois de probabilité dans le cas général) sur tout le domaine d'étude des différents paramètres afin de tirer un maximum d'information de chaque point pour interpoler au mieux les résultats. C'est cette dernière méthode, implémentée dans SMURFER, qui a donc été utilisée.

Très brièvement le principe consiste à découper le domaine de variation de chaque variable en n segments, n étant le nombre de points d'expérience, et de placer aléatoirement un seul point par segment pour chaque variable (voir Figure 21). Ainsi, chaque point donne une information sur la variation du résultat en fonction de ce paramètre, contrairement à un maillage régulier. Par exemple sur la Figure 21, pour un même nombre de point, le maillage régulier ne fournit des informations que pour deux valeurs de la variable, alors que le maillage par hyper-cube latin donne une information pour 4 valeurs. Ensuite, d'autres algorithmes optimisent la répartition des points dans l'espace.

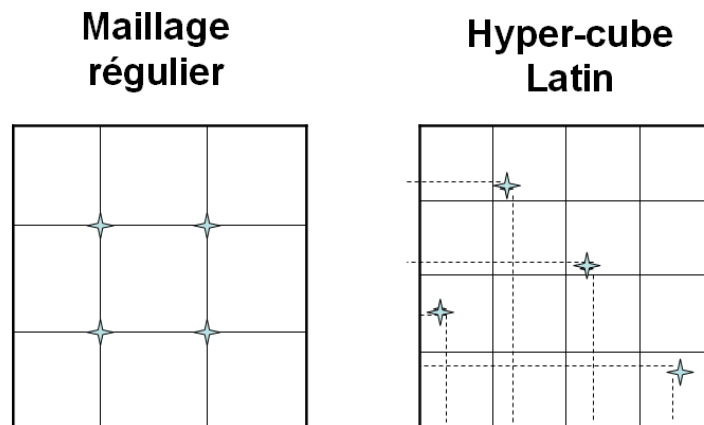


Figure 21 : Schéma de principe d'un plan d'expérience réalisé avec des hyper-cubes latins

Une fois le nombre de points à calculer fixé par l'utilisateur, SMURFER permet de générer automatiquement le plan d'expérience qui utilise au mieux l'information de chaque calcul. Par exemple, la Figure 22 présente un exemple de répartition optimale de 95 points de calcul dans un espace à 4 dimensions.

Ce type de diagramme représente la répartition des points sur des plans de deux variables, pour toutes les combinaisons de deux variables possibles. En abscisse et en ordonnée, sont représentées les différentes variables. Ainsi, le premier plan en haut à gauche, n'est pas représenté, car il représenterait la première variable en fonction d'elle-même. Par contre, le second diagramme à l'horizontale représente la première variable (en ordonnée) en fonction de la seconde (en abscisse). Le troisième, en fonction de la troisième variable (en abscisse), etc... Le premier diagramme de la seconde ligne, représente quant à lui la répartition des points avec la première variable en abscisse, et la seconde en ordonnée... Et ainsi de suite. Ainsi, ces figures sont parfaitement symétriques (le second diagramme de la première ligne, et le second de la première colonne représentent la même répartition de points en inversant juste les abscisses et les ordonnées). Ce type de représentation, permet alors d'avoir une idée de la répartition des points dans des espaces à grand nombre de dimensions.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

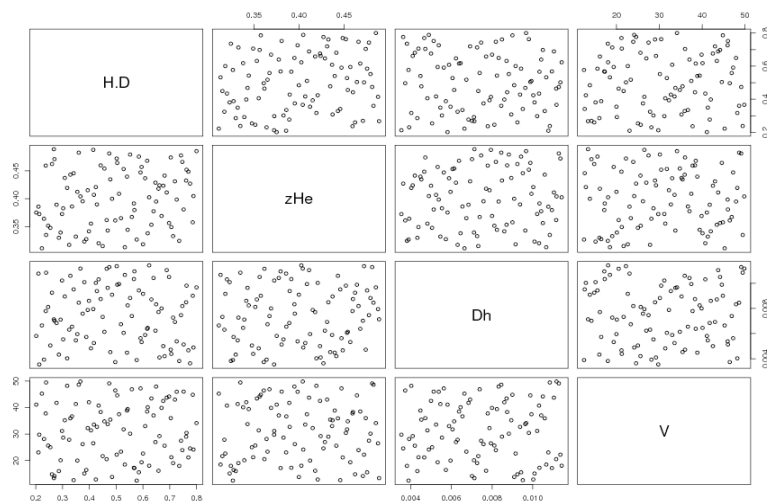


Figure 22 : Exemple d'espace de calcul, ou plan d'expérience, optimisé

Intervient alors l'étape de lancement des calculs à proprement parler. Elle nécessite alors un couplage du code à étudier avec un script de lancement qui modifie les variables d'entrée (couplage réalisé avec des scripts python dans FARM), ainsi qu'un autre script de post-traitement des données de façon à ne récupérer que l'information nécessaire et la mettre dans un format compatible avec le logiciel d'interpolation (ici SMURFER). Lors de cette dernière étape, des problèmes peuvent être causés par des points extrêmes qui n'ont pas convergé (dans le plan d'expérience, la combinaison de plusieurs variables à des valeurs extrêmes peut alors conduire à des solutions non-physiques). Dans FARM, on vérifie alors pour chaque point si le calcul a bien convergé, avant de récupérer les informations (les points n'ayant pas convergés étant éliminés). Le plan d'expérience final de l'interpolation contient donc parfois moins de points que le plan d'expérience initial. Toutefois, cela ne nuit pas à la qualité de l'interpolation, puisqu'il s'agissait de points extrêmes, non-physiques qui n'auraient pas pu être sélectionnés par l'optimisation.

Une fois les calculs réalisés arrive alors l'étape d'interpolation en tant que telle. Pour cela de très nombreuses méthodes sont disponibles (polynômes, krigage, réseau de neurones, splines, etc...). Dans l'outil FARM, seule l'interpolation polynomiale a été utilisée. En effet, cette méthode facile à implémenter, relativement simple et très robuste, s'est révélée très efficace. Les bonnes performances de ces interpolations polynomiales sont atteintes notamment grâce à un algorithme de « sélection de termes » [HAS92], intégré dans SMURFER qui élimine les termes les moins influents dans le polynôme (voir Figure 23).

$$P(x_1, x_2, \dots, x_n) = a_1 x_1 + a_2 x_2 + \dots + a_i x_1 x_2 x_3^2 + a_j x_1 x_2 x_3^2 x_4^2 + \dots + a_n x_n^4$$

Figure 23 : Illustration du tri de termes d'un polynôme

Cela permet souvent d'améliorer la précision ainsi que la stabilité de l'interpolation, en faisant par exemple passer un polynôme de degré 4 à 5 dimensions, de 126 à environ 80 coefficients.

Chapitre I

FARM : une méthode d'optimisation des cœurs

Il est également important de noter que pour chaque interpolation il est nécessaire de re-normaliser les variables d'entrée entre 0 et 1. Ceci permet en effet d'éviter les erreurs numériques pouvant apparaître lorsque les variables sont d'ordres de grandeurs très différents (comme cela peut être le cas entre, par exemple, la température qui varie sur plusieurs centaines de degrés, et la densité du combustible qui elle varie de quelques pourcents). Toutes les interpolations utilisées dans FARM ont donc été effectuées sur des variables d'entrée normalisées. Un format particulier de sauvegarde a également dû être créé pour sauver les coefficients du polynôme, ainsi que les données nécessaires à la re-normalisation des variables d'entrées (valeur min et max de chaque variable pour l'interpolation en question).

De nombreux tests ont également été réalisés avec la méthode du krigeage [IOO10] [JOU05]. Cependant, si elle a l'avantage d'interpoler de façon exacte (C'est-à-dire que l'interpolation passe alors exactement par les points de calculs dont est issu l'interpolation. Le coefficient de corrélation est alors de 1), et d'avoir en général une meilleure précision que les interpolations polynomiales, elle nécessite un temps de calcul qui croît fortement en fonction du nombre de points et qui s'est révélé rédhibitoire étant donné le grand nombre de points et de dimensions requis ici (avec les moyens informatiques à disposition).

Une fois l'interpolation réalisée, il ne reste plus qu'à estimer sa qualité, pour mesurer le point auquel elle est fiable. Pour cela, on utilisera ici deux coefficients R^2 et Q^2 :

- R^2 : Le coefficient de corrélation, défini de la façon suivante :

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (Y_i - \hat{Y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{Y} - Y_i)^2}$$

Où Y_i est la valeur issue du calcul, \hat{Y}_i la valeur de référence issue du logiciel et \bar{Y} la moyenne des valeurs de \hat{Y}_i .

Ce coefficient permet de quantifier le fait que l'interpolation passe plus ou moins par les points. Plus il est proche de 1, plus l'interpolation passe par les points. Cependant, s'il donne un bon indice, il ne permet pas de statuer sur la capacité du méta-modèle à prédire de nouveaux points. C'est pour cela que l'on utilise le pouvoir de prédiction.

- Q^2 : Le pouvoir de prédiction.

Le pouvoir de prédiction se calcule de la même façon que le coefficient de corrélation, mais où cette fois, les points sur lesquels on effectue la vérification sont de « nouveaux » points (c'est-à-dire des points dont on ne s'est pas déjà servi pour réaliser l'interpolation).

$$Q^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (Y_i - \hat{Y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{Y} - Y_i)^2}$$

Plusieurs méthodes existent pour réaliser cette approche [STO74], mais celle utilisée dans FARM consiste à réaliser l'interpolation sur seulement une partie des données, et vérifier la qualité de la prédiction sur les données restantes (qui n'ont pas servi pour réaliser

l'interpolation). Ceci est réalisé plusieurs fois, et moyenné de façon à obtenir le pouvoir de prédiction du méta-modèle.

1.5 Conclusion

En conclusion de ce premier chapitre, on peut dire que l'approche FARM utilise deux développements mathématiques et informatiques majeurs, les algorithmes génétiques et les méta-modèles, pour essayer d'automatiser l'ensemble de la conception du cœur. Il s'agit alors d'une approche multi-physique et multicritère. Pour mettre au point une telle approche il faut alors définir les performances physiques du cœur, dont il apparaît que l'inventaire Pu cycle par GWe produit est un bon estimateur, ainsi que des « estimateurs de sûreté », capables de comparer le niveau de sûreté intrinsèque des cœurs. En effet, la sûreté des réacteurs dépend du cœur, mais aussi (voire surtout) des systèmes de sûreté, lesquels sont hors du cadre de cette thèse. Il a donc fallu définir des grandeurs qui fassent l'interface entre la sûreté intrinsèque du cœur, et la sûreté fournie par les systèmes.

Une fois définies les grandes lignes de cette approche, on présente alors ci-dessous les cœurs sur lesquels ont été réalisés les exemples d'optimisations de FARM, ainsi que l'ensemble des modèles développées pour y parvenir (chapitres 2, 3 et 4). Le chapitre 5, s'attache ensuite à appréhender un peu mieux les gains possibles sur les systèmes en améliorant les estimateurs de sûreté. Et le chapitre 6 clôture cette thèse en présentant les résultats des optimisations FARM pour trois concepts de cœurs de GFR carbure isogénérateurs à l'équilibre.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

« Seul on va vite, ensemble on va loin. »

Jean-Jacques Grenier

Chapitre II
Conception d'un cœur FARM

2	CHAPITRE II CONCEPTION D'UN CŒUR FARM.....	67
2.1	APPROCHE FARM APPLIQUEE A LA CONCEPTION D'UN CŒUR DE RNR-G	69
2.1.1	<i>PRESENTATION GENERALE DU RNR-G</i>	69
2.1.2	<i>MODELE DE CŒUR RNR-G.....</i>	72
2.1.3	<i>OPTIONS DE CONCEPTION, VARIABLES D'OPTIMISATION ET DOMAINES D'ETUDE.....</i>	77
2.1.3.1	<i>OPTIONS DE CONCEPTION</i>	77
2.1.3.2	<i>VARIABLES D'OPTIMISATION ET DOMAINES D'ETUDE ASSOCIES.....</i>	80
2.1.3.3	<i>CONTRAINTES D'OPTIMISATION</i>	83
2.2	DIVERS MODELES PHYSIQUES IMPLIQUES DANS LA CONCEPTION D'UN CŒUR FARM	84
2.2.1	<i>MODELE GEOMETRIQUE</i>	84
2.2.2	<i>MODELE THERMIQUE ET DE PHYSIQUE DU COMBUSTIBLE</i>	87
2.2.3	<i>MODELE NEUTRONIQUE.....</i>	88
2.2.4	<i>MODELE DE PERTES DE CHARGES.....</i>	90
2.2.5	<i>MODELE DE RENDEMENT DU CYCLE DE CONVERSION D'ENERGIE</i>	93
2.2.6	<i>MODELE DU TEMPS DE REFROIDISSEMENT DU COMBUSTIBLE</i>	95
2.2.6.1	<i>PROBLEMATIQUE DU TEMPS DE REFROIDISSEMENT</i>	96
2.2.6.2	<i>MODELISATION</i>	98
2.2.6.3	<i>RESULTATS.....</i>	104
2.3	ALGORITHME DE CONVERGENCE CŒUR.....	106
2.3.1	<i>ALGORITHME DU POINT FIXE</i>	107
2.3.2	<i>ALGORITHME DE NELDER-MEAD</i>	109
2.3.3	<i>ALGORITHME DE NEWTON/POINT FIXE</i>	111
2.3.4	<i>RESPECT DU DOMAINE DE VALIDITE DES MODELES</i>	115
2.4	RECOMMANDATIONS POUR L'ETUDE DETAILLEE DES CŒURS ISSUS DE FARM	117

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Dans ce second chapitre, l'approche FARM présentée au chapitre 1, est appliquée à l'optimisation d'un concept donné de RNR, le RNR-G ou GFR, réacteur à neutron rapide à caloporteur hélium et à combustible carbure. Dans cette thèse, deux matériaux de gainages différents ont été étudiés sur ce concept, le SiC et le Vanadium (voir chapitre 3).

On présente tout d'abord dans le 2.1, une description très générale du réacteur, le concept de cœur étudié, ainsi que la méthode pratique de conception d'un cœur utilisée dans FARM, les variables d'optimisations et les domaines associés. Le 2.2 détaille quant à lui, l'ensemble des modèles physiques utilisés dans FARM, à l'exception du modèle de physique du combustible et de neutronique qui ne seront que brièvement mentionnés et détaillés dans les chapitres 3 et 4. Le sous-chapitre 2.3 présente ensuite l'algorithme utilisé pour faire converger le calcul d'un cœur dans FARM, et le chapitre se termine par quelques courtes recommandations pour l'étude détaillée de cœurs issus de FARM, au 2.4.

2.1 Approche FARM appliquée à la conception d'un cœur de RNR-G

2.1.1 Présentation générale du RNR-G

Avant de s'intéresser au cœur réacteur, qui est le véritable objet de cette étude, on décrit très brièvement dans cette section une description de l'ensemble du réacteur [MAL08].

On présente tout d'abord sur la Figure 24, une vue de l'ensemble du circuit primaire du RNR-G. On peut y voir que le cœur du réacteur est situé dans une cuve métallique de grande taille, environ 7m de diamètre et 20m de hauteur, dont le poids est de l'ordre du millier de tonnes, qui contient le caloporteur hélium à 70 bars. Cette cuve est constituée d'acier 9Cr1Mo. Pour les internes de cuve, les matériaux envisagés sont aussi l'acier 9Cr1Mo ou le SS316LN. Sur cette figure il est également intéressant de remarquer que les mécanismes de contrôle des barres de commandes sont situés sous le cœur, afin d'être dans la zone la plus froide (la température d'entrée cœur est de 400°C, alors que celle de sortie cœur est de l'ordre de 800°C). Par contre, les barres de commandes elles-mêmes sont situées au-dessus du cœur, pour pouvoir chuter de façon gravitaire lors d'un arrêt d'urgence.

Le circuit primaire envisagé est un circuit à trois boucles (soit 800 MWth par boucle), utilisant des échangeurs gaz/gaz à plaque. En effet, le caloporteur secondaire (de chaque boucle) est constitué d'un mélange hélium/azote à 65 bars. Sur la Figure 24, on voit également les différents types de boucles de secours dédiées à l'évacuation de la puissance résiduelle (toutes ne sont pas représentées).

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

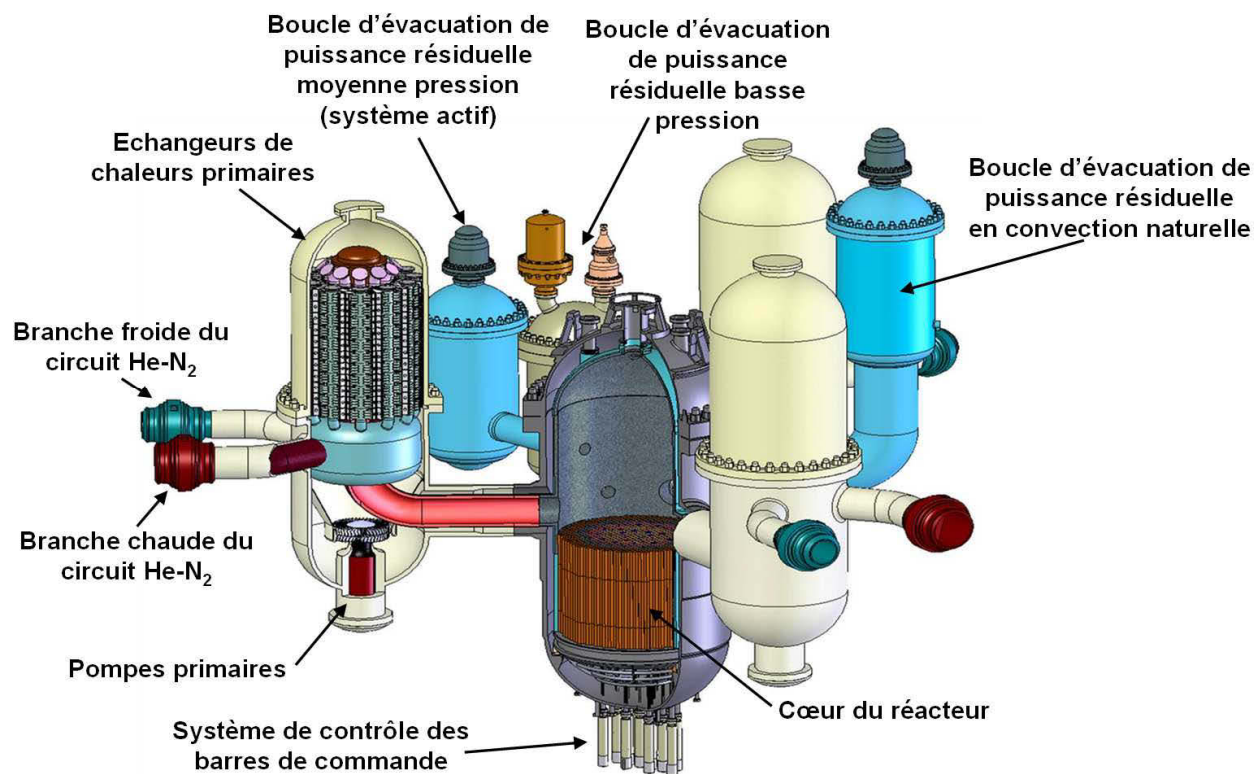


Figure 24 : Circuit primaire du RNR-G

Le système de manutention envisagé est un système par bras articulé tel que représenté sur la Figure 25. Le bras permet alors de charger les assemblages sur un barillet de stockage (3 à 6 assemblages), qui à l'aide d'un système de sas, permet d'évacuer les assemblages tout en maintenant la pression du circuit primaire.

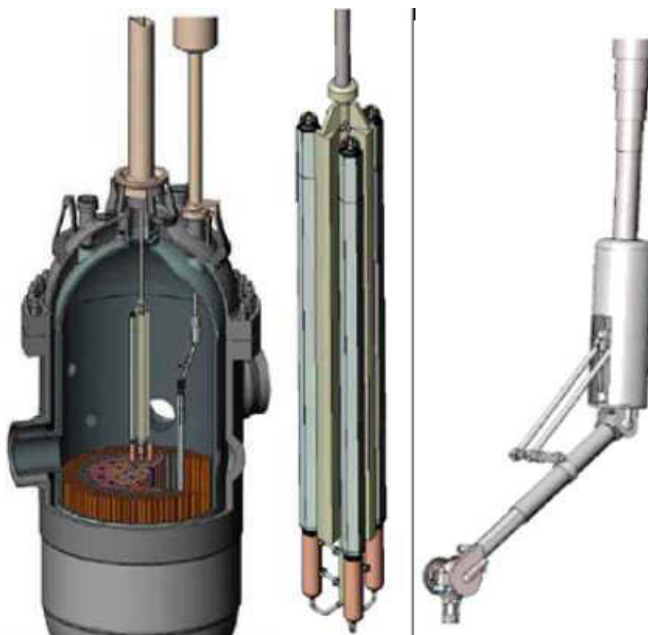


Figure 25 : Système de manutention du RNR-G

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

L'ensemble de ce circuit primaire est situé dans l'enceinte de repli (voir 1.2.2.1), grande enceinte étanche qui permet de conserver une certaine pression dans le système en cas d'accident de dépressurisation du circuit primaire. Puis, l'ensemble se trouve dans l'enceinte de confinement, qui elle, assure la fonction de troisième barrière de sûreté, et de protection contre les agressions extérieures.



Figure 26 : Vue du circuit primaire dans l'enceinte de repli et l'enceinte de confinement

Le cycle de conversion d'énergie est un cycle indirect combiné tel que représenté sur la Figure 27. Ainsi, chaque circuit secondaire (un par boucle) contient une turbine à gaz en hélium/azote qui produit une partie de la puissance électrique (~130MWe par boucle), et évacue le reste de sa chaleur dans un générateur de vapeur. Au niveau du circuit tertiaire, les trois circuits se rejoignent et déversent toute leur vapeur dans des turbines à vapeur qui produisent alors la majeure partie de la puissance électrique du réacteur.

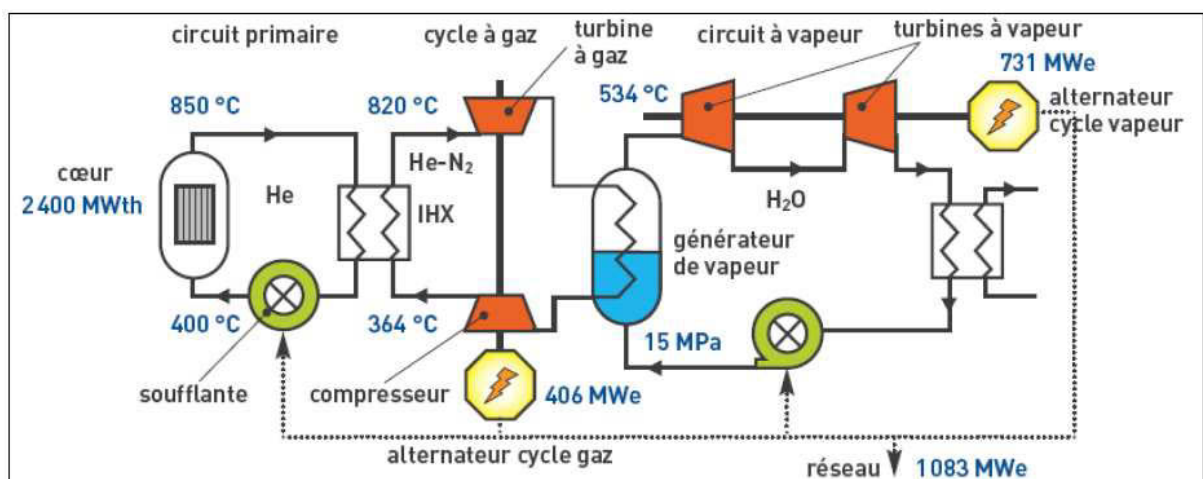


Figure 27 : Schéma du cycle combiné de référence

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Ce type de cycle de conversion d'énergie permet alors d'atteindre des rendements de l'ordre de 45% (voir 2.2.5). D'autres cycles de conversion sont également à l'étude, notamment un cycle indirect couplé, qui lie la turbine du circuit secondaire et les pompes primaires. Un tel système permettrait un gain très intéressant en termes de sûreté, puisqu'en situation accidentelle, la puissance résiduelle dégagée par le cœur ferait elle-même tourner directement les pompes nécessaires à son refroidissement [TAU11].

Pour finir, on présente sur la Figure 28 un remontage de l'ensemble du réacteur, avec les différents circuits. Les différents systèmes de sûreté et leur impact sur la conception du cœur de réacteur sont quant à eux abordés dans le chapitre 5.

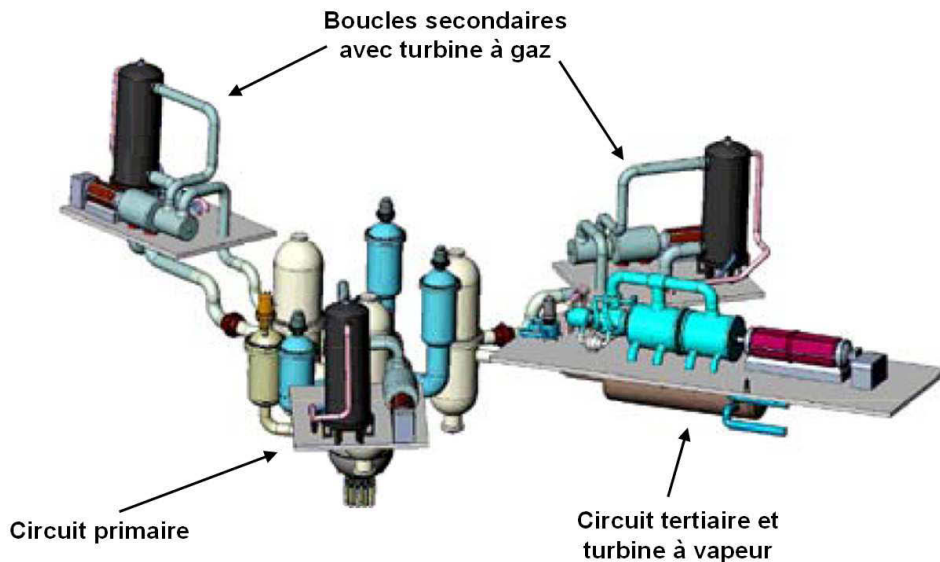


Figure 28 : Vue générale du remontage du réacteur

Une fois le réacteur brièvement présenté, on présente ci-dessous le principal objet d'étude de FARM, le cœur du réacteur.

2.1.2 Modèle de cœur RNR-G

Le cœur du *RNR-G* considéré dans cette étude est un cœur à géométrie cylindrique, composé d'assemblages hexagonaux. Chaque assemblage est entouré d'un Tube Hexagonal qui assure son étanchéité, et contient un réseau d'aiguilles (voir Figure 29). Par exemple dans le cœur de référence mars 2009, chaque assemblage est constitué de 8 couronnes d'aiguilles, soit 217 aiguilles.

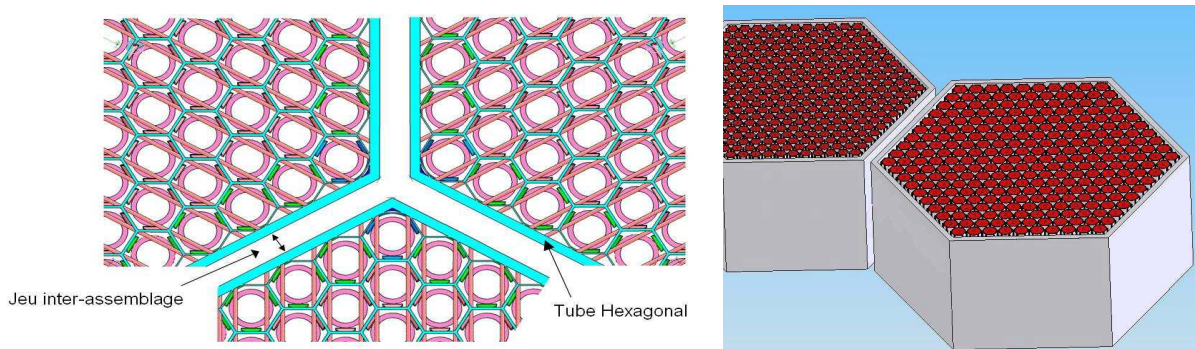


Figure 29 : Réseau d'assemblages et Tube hexagonal

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Dans la zone fissile, chaque aiguille est composée (voir Figure 30 et Figure 37) :

- d'une gaine, soit en SiC, soit en Vanadium. Dans le cas SiC l'épaisseur est constante, imposée à $e=1.03$ mm (valeur du cœur de référence) (voir 3.1). Pour les cœurs vanadium, cette épaisseur est une variable d'optimisation.
- d'un liner (voir 2.1.3.1).
- d'un jeu pastille/gaine, j_0 , pour accommoder le gonflement du combustible, rempli d'hélium. Ce jeu communique par ailleurs directement avec les plenums (voir ci-dessous) et est à la même pression qu'eux.
- et de la pastille combustible, de rayon r_c

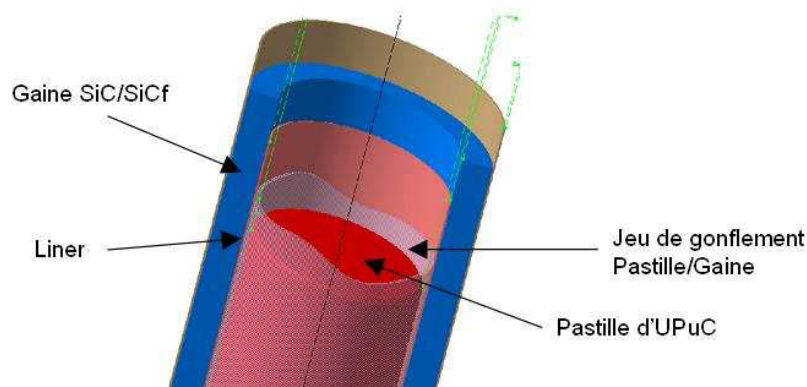


Figure 30 : Schéma constitutif d'une aiguille

Axialement les aiguilles combustibles sont réparties comme suit (voir Figure 31) :

- Au centre, la zone fissile, détaillée ci-dessus.
- En bas et en haut de l'aiguille se trouvent également des « vases d'expansion », qui permettent le stockage des gaz de fission relâchés lors de l'irradiation tout en limitant la pression interne de l'aiguille. Dans cette étude, on les considère comme étant le prolongement de la zone fissile, mais vides ; l'espace étant entièrement utilisé pour stocker les gaz. Il n'y a donc aucune modélisation du système de maintien des pastilles combustible. Ces vases d'expansion sont par ailleurs, en début de vie, pressurisés en hélium, afin de diluer les gaz de fission et limiter leur impact sur la thermique du combustible (voir 3.1). Cette pression d'hélium initiale est par ailleurs une des variables d'optimisation considérées dans FARM.

Dans le cas des gainages SiC, la taille maximale d'une aiguille est limitée à 1m 50 pour des raisons de manutention et de fabricabilité (qui font débat). Les cœurs SiC étudiés jusqu'ici sont en fait constitués de deux demi-aiguilles superposées, se répartissant chacune une partie de la zone fissile et des vases d'expansion.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Cette particularité du *RNR-G SiC* implique néanmoins qu'il y ait deux vases d'expansions, un en haut et un autre en bas du cœur. Ceci est très important d'un point de vue neutronique puisque cela induit des distances plus ou moins grandes entre le cœur et les réflecteurs, mais aussi d'un point de vue thermo-hydraulique, car les dimensions des vases inférieurs et supérieurs étant très différentes à cause des différences de température du caloporteur (Le vase inférieur est à la température d'entrée cœur de 400°C, et le vase supérieur est à la température de sortie cœur, c'est-à-dire de l'ordre de 800°C.), cela induit des pertes de charges différentes. Enfin, le principal problème posé par ce découpage en deux vases d'expansion est d'ordre mécanique. En effet, en situation accidentelle, les gaz du vase supérieur sont à la température de sortie cœur, ce qui y induit une très forte surpression, susceptible de conduire à un endommagement de la gaine (rupture, fluage) (voir 5.3). Le vase d'expansion inférieur, plus froid, a de son côté besoin d'un volume plus faible pour que la pression reste acceptable. Une optimisation de la répartition de la colonne fissile et des différents vases est donc nécessaire, qui conduit, à une certaine dissymétrie (sur le cœur de référence le vase supérieur est 1.7 fois plus grand que le vase inférieur).

Cependant, comme indiqué sur la Figure 31, pour simplifier la modélisation on ne tient pas compte de ce fait dans FARM. On ne considère alors qu'une seule grande aiguille, d'une hauteur limitée à 3m, contenant une colonne combustible de taille variable (1.65 m pour le cœur de référence) et des vases d'expansion. La taille du vase d'expansion supérieur est alors supposée proportionnelle à celle du vase inférieur, avec un facteur de proportionnalité pris égal à celui du cœur de référence. Le principal problème induit par cette simplification de la géométrie, est lié au calcul de la *pression interne maximale* (l'estimateur de sûreté). En effet, en situation accidentelle, les gaz des deux vases d'expansion ne seront pas à la même température, et n'induiront alors pas la même pression, alors que dans FARM, le fait de ne considérer qu'une aiguille empêche de savoir quelle quantité de gaz se trouve dans chaque vase d'expansion. L'estimateur est alors calculé en supposant que les deux vases sont à la température de sortie cœur, ce qui est très conservatif.

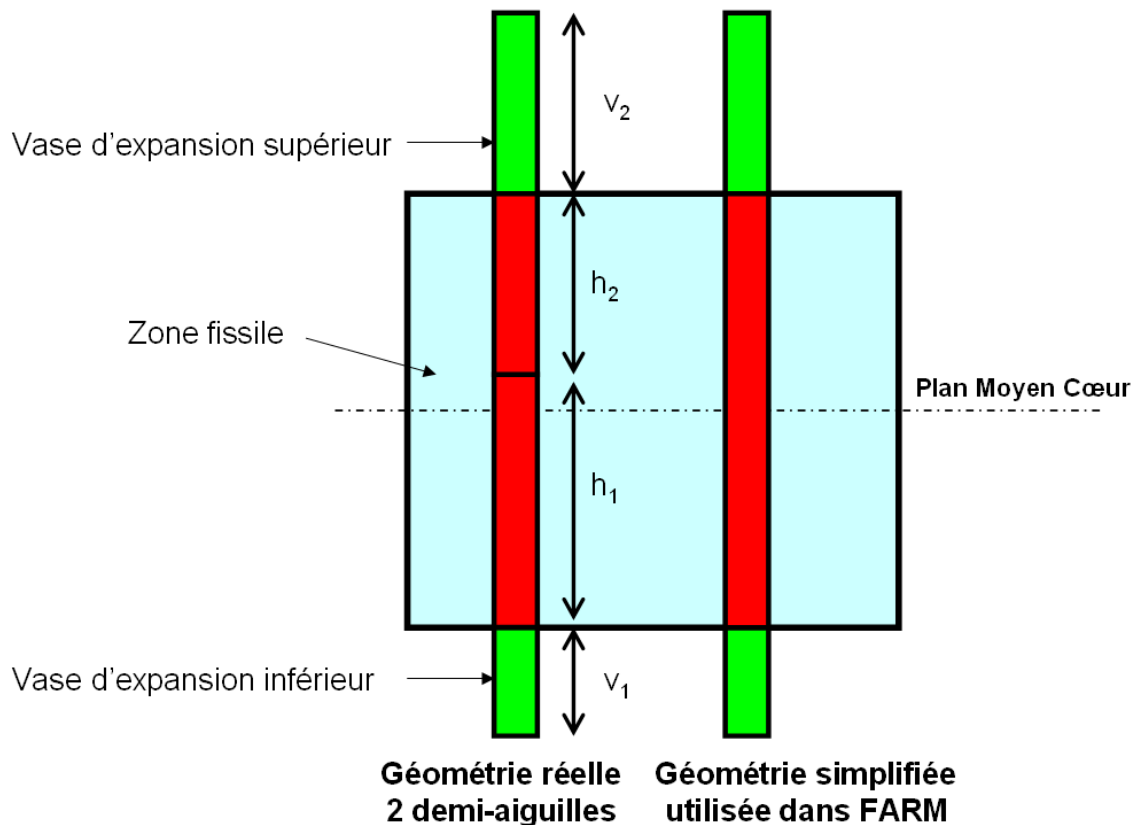


Figure 31 : Répartition axiale d'une aiguille combustible d'un cœur gainé en SiC

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

La meilleure tenue mécanique du Vanadium permet de s'affranchir de cette limitation sur la hauteur maximale de l'aiguille. Ainsi, les cœurs gainés vanadium ne sont constitués axialement que d'une seule aiguille, qui ne possède qu'un seul vase d'expansion (situé dans sa partie inférieure, pour maintenir les gaz à une plus faible température et ainsi limiter les problèmes de pression), comme indiqué sur la Figure 32.

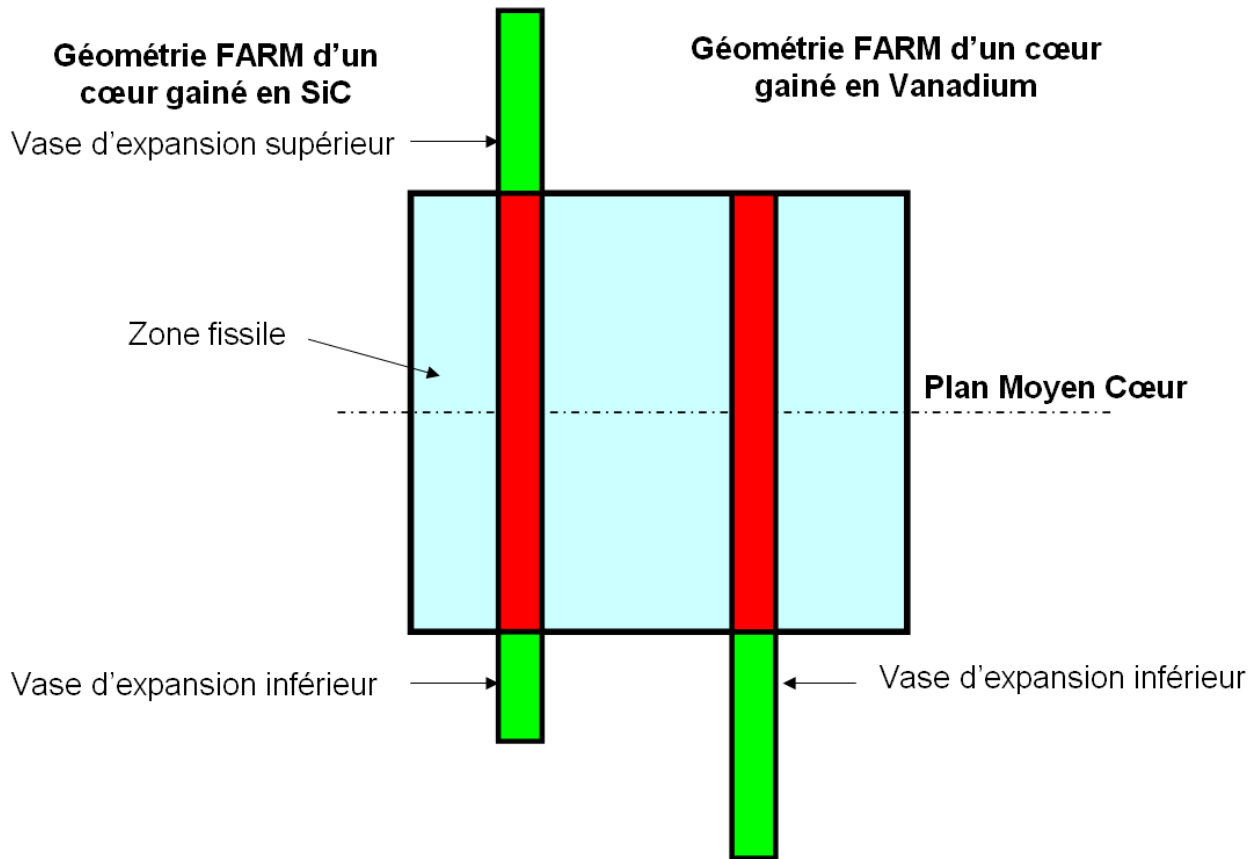


Figure 32 : Comparaison des dispositions des vases d'expansion des cœurs SiC et V

Ensuite, au-dessus et en-dessous des vases d'expansion se trouvent alors les réflecteurs axiaux, composés de 60% de Zr_3Si_2 , et 40% d'Hélium, d'une épaisseur fixée à 1m (en cohérence avec les études précédentes). Le réflecteur radial se trouve quand à lui directement à côté du cœur et est composé de 80% de Zr_3Si_2 pour 20% d'Hélium et une épaisseur également fixée à 1m (pour la même raison). (voir Figure 33)

Une autre particularité du cœur *GFR* considéré est le fait que c'est un cœur décomposé en deux zones d'enrichissement (ce qui est fréquent sur les cœurs de RNR). Il est homogène à l'exception près des barres de commande et du fait que les 3-4 dernières couronnes d'assemblages ont de plus fortes teneurs en plutonium. Ce zonage du cœur permet alors d'aplatir la nappe de puissance. Le rapport entre la teneur plutonium de la zone interne et de la zone externe est alors de 0.8 sur le cœur de référence. Le plan de chargement du cœur est présenté sur la Figure 34.

Chapitre II Conception d'un cœur FARM

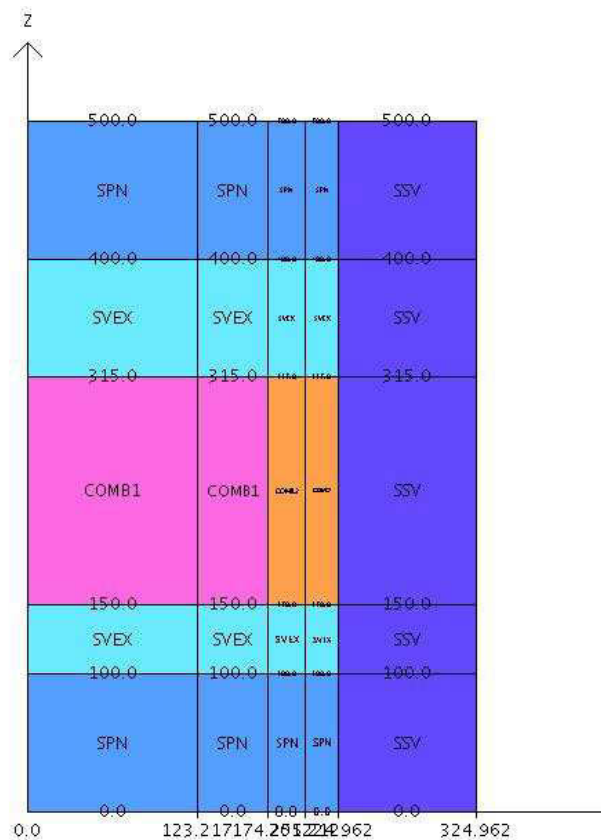


Figure 33 : Modélisation de type « RZ » du cœur d'un GFR gainé en SiC

Sur la Figure 33 les zones COMB1 et COMB2 en rose et orange représentent le cœur fissile, les zones SVEX correspondent aux vases d'expansion, et SPN ainsi que SSV sont respectivement les réflecteurs axiaux et radiaux.

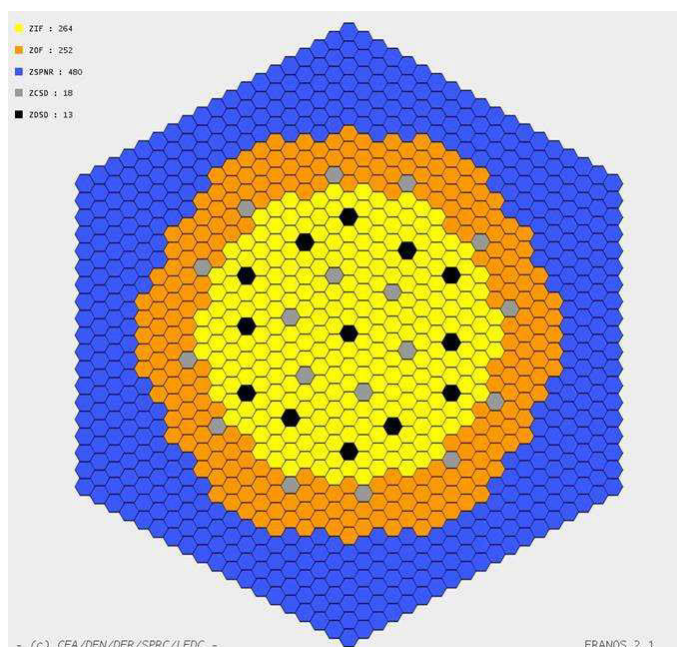


Figure 34 : Plan de chargement du cœur de référence

Sur la Figure 34 les hexagones jaunes et orange représentent respectivement les assemblages de combustible interne et externe, les hexagones bleus les assemblages réflecteurs, et le gris et noir représentent les différentes barres de commande et d'arrêt du réacteur.

2.1.3 Options de conception, variables d'optimisation et domaines d'étude

Dans un premier temps, avant de définir les variables d'optimisation considérées, on réalise une étude du nombre de degrés de liberté du cœur du *GFR*. On définit pour cela de façon bien distincte :

- Les paramètres de conception cœur, qui sont les paramètres qui vont varier d'un cœur à l'autre au cours de l'optimisation. C'est-à-dire les paramètres optimisés dans cette étude.
- Les options de conception cœur, qui eux vont représenter un nombre important de paramètres ou de choix technologiques, qui ne sont eux pas remis en cause d'un cœur à l'autre.

2.1.3.1 Options de conception

Avant de présenter les paramètres de conception (dont on déduira les variables d'optimisation), on va tout d'abord présenter ci-dessous toutes les options de conception cœur supposées dans cette étude afin de bien spécifier dans quel cadre elle a lieu.

- La puissance thermique du cœur est fixée à 2400 MWth.
- Pour les cœurs gainés en SiC, l'épaisseur gaine e_{gaine} est fixée à 1.03mm. En effet, compte tenu du fait que les propriétés du SiC/SiCf peuvent varier très fortement suivant l'épaisseur (apparition d'effets 3D favorables pour des épaisseurs de l'ordre de 1 mm (voir 3.1.1)), des valeurs inférieures ne permettraient pas, à priori, de garantir les propriétés mécaniques de la gaine. Les fortes incertitudes concernant les propriétés du SiC/SiCf ne permettent pas de raffinement plus précis suivant le chargement mécanique de l'aiguille ; cette valeur est alors considérée constante. Par contre, pour les cœurs gainés en vanadium cette l'épaisseur de la gaine est variable.
- Dans FARM, deux types de Tube Hexagonaux (*TH*) ont été considérés :
 - Un *TH* dit « massif », composé de SiC en un seul bloc hexagonal (comme sur la Figure 29, p72) dont l'épaisseur est de 2 mm (à froid), avec un jeu inter-assemblage de 3mm (à froid). Il s'agit du *TH* considéré dans les études du cœur de référence. Toutefois, des études ultérieures ont remis en cause la faisabilité d'un tel TH, et ont proposé un autre concept, plus réaliste du point de vue mécanique :
 - Le *TH* « mixte », qui est alors composé de manchons hexagonaux de SiC, cernés par une armature en Vanadium, tel que présenté dans les Figure 35 et Figure 36. Les dimensions de ce *TH* sont alors bien plus pénalisantes puisque l'épaisseur de SiC est alors de 3mm, auxquels se rajoutent 3 mm d'armature de vanadium, soit une épaisseur totale de 6 mm (à froid), pour un jeu inter-assemblage qui est toujours considéré de 3 mm.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

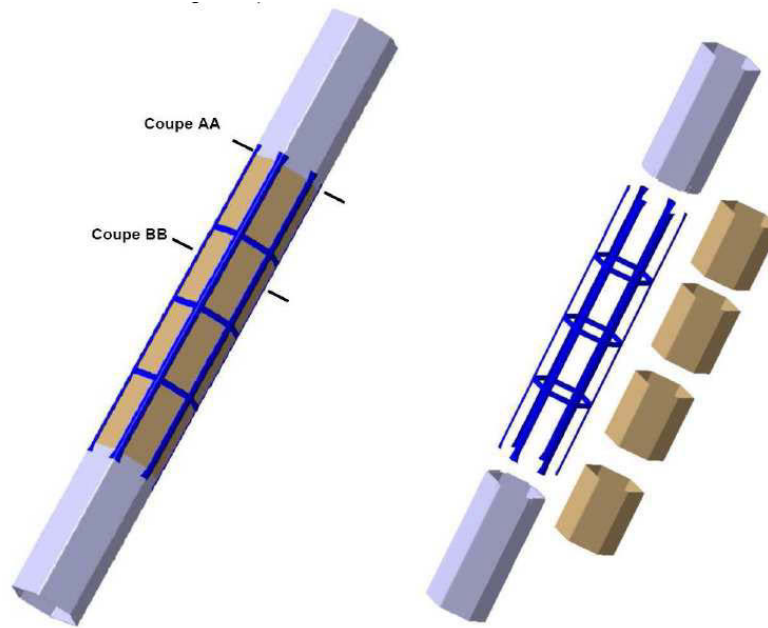


Figure 35 : Schéma de principe d'un TH hexagonal « mixte »

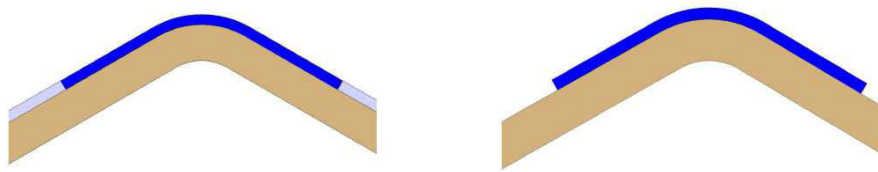


Figure 36 : Coupe transversale du concept de TH hexagonal « mixte », coupe AA à gauche, coupe BB à droite

Toutefois, afin de rester en cohérence avec les études du cœur de référence, dans FARM les cœurs gainés avec une gaine en SiC considèrent toujours un *TH* massif SiC. Par contre, les cœurs FARM gainés en Vanadium considèrent eux un *TH* mixte, plus réaliste. Une étude de sensibilité a été effectuée pour mesurer l'impact de cette variation [DUR11], qui montre que, toutes autres performances égales par ailleurs, la prise en compte du *TH* « mixte » induit une pénalité de l'ordre de 2 t/GWe sur l'inventaire Pu cycle.

- L'aiguille combustible contient un liner, considéré dans FARM étant à l'intérieur de la gaine. Dans le cas du SiC, ce liner est rendu nécessaire par la non-étanchéité du SiC vis-à-vis des gaz de fission. On le suppose constitué de deux couches un mélange de W et Re (14% de Re), et une de Re pur, d'épaisseurs respectives de 40 et 10 μm (voir Figure 37). Ces matériaux ont alors été choisis pour leur tenue à haute température, néanmoins ils impliquent une très forte pénalité neutronique¹⁴. Un liner externe est également envisagé sur le SiC pour limiter l'érosion due à l'écoulement de l'hélium, mais à l'heure actuelle, il est modélisé comme étant du SiC.

¹⁴ Cette version du liner n'est plus forcément d'actualité au vue des dernières études ; les nouveaux candidats étant plus le Ta et le NbZrC. Toutefois, à l'époque du développement de FARM le liner W/Re était toujours la référence.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Dans le cas d'une gaine vanadium, il est possible qu'un liner soit également nécessaire pour protéger la gaine de l'interaction chimique du combustible ainsi que des impuretés présentes dans l'hélium (typiquement l'oxydation) [LAT71] [MUR02]. Toutefois les études de ce type de combustible commençant juste, aucun matériau de liner n'est défini à l'heure actuelle. Il est également possible que ces problématiques soient résolues par une optimisation de l'alliage de vanadium plutôt qu'un liner. Toutefois, l'insertion d'un éventuel liner, ou d'une optimisation de l'alliage auront un impact neutronique. Afin de prendre en compte cet impact, de façon à conserver une certaine marge, on considère alors dans FARM un liner de W/Re, similaire à celui du SiC, mais d'une épaisseur de 20 μm . Ce liner n'est absolument pas réaliste mais ne sert qu'à représenter l'impact neutronique de l'éventuel futur liner, ou du changement d'alliage. Une étude de sensibilité a alors été effectuée sur l'épaisseur de ce liner, et conduit à un impact, toutes performances étant égales par ailleurs, de 0.15t/GWe d'inventaire Pu par μm de liner.

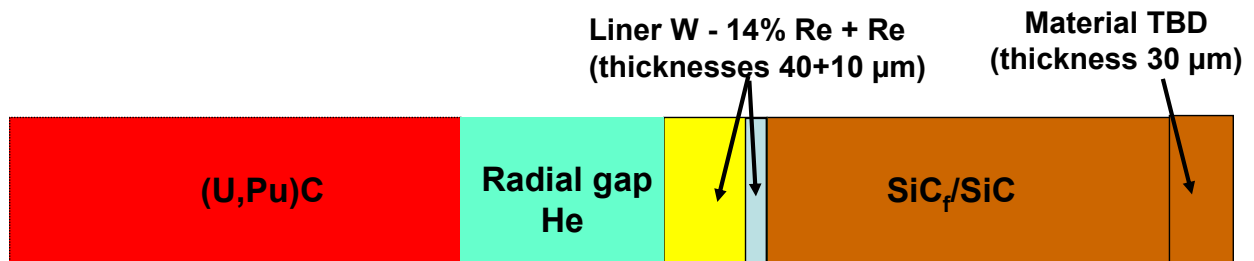


Figure 37 : Coupe radiale d'une aiguille montrant l'implantation des liners d'une aiguille SiC

- Comme expliqué au 2.1.1, le rapport entre les hauteurs de vases d'expansion supérieurs et inférieurs est fixé à 1.7 pour les cœurs gainés SiC.
- Le cycle de conversion d'énergie est supposé être un cycle combiné, identique au cœur de référence [MAL09] [STAI11], uniquement ajusté en fonction de la température de sortie cœur, et de la perte de charge nominale (voir 2.2.5).
- L'espacement entre les aiguilles et la tenue de l'assemblage est assurée à l'aide de grilles, à raison d'une grille tous les 45cm. Chaque grille provoque alors une perte de charge singulière (comme sur la Figure 38).

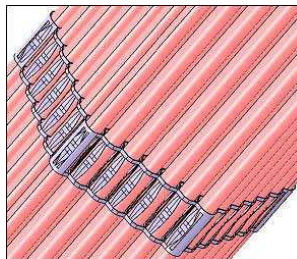


Figure 38 : Schéma de principe d'une grille de maintien sur un assemblage GFR

- La pression du caloporteur hélium dans le circuit primaire est fixée à 70 bars. Cette valeur est en effet considérée comme le meilleur compromis entre les performances du caloporteur (plus la pression est élevée, meilleure est l'extraction de chaleur), et la faisabilité du circuit primaire (où une trop forte pression est rédhibitoire pour les tuyauteries).

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

- La température d'entrée cœur du caloporteur est constante et prise égale à 400°C. Cette valeur est également issue d'un compromis entre le cycle de conversion d'énergie et les problématiques matériaux du circuit primaire.
- La fraction de débit bipassant le cœur (c'est-à-dire passant par les réflecteurs ou d'autres chemins hydrauliques hors du cœur) est fixée à 5% du débit nominal. Cette valeur influe sur la température de sortie cuve et donc sur le rendement du cycle.

2.1.3.2 Variables d'optimisation et domaines d'étude associés

Une fois toutes les options de conception clairement définies, une étude des différents degrés de liberté de conception du système, a permis de montrer que pour ce cas très particulier, avec la modélisation simplifiée considérée dans FARM, l'on peut caractériser complètement un cœur de *GFR* à partir des 15 paramètres suivants :

- Le Volume du cœur : V
- Le rapport Hauteur/Diamètre du cœur : H/D
- Le rapport entre la hauteur fissile et la hauteur des vases d'expansion : $R_{Hfiss/Hexp}$.
- La température de sortie du caloporteur : T_{out}
- La fraction volumique de caloporteur du réseau d'aiguilles : $Z_{He\text{ réseau}}$
- Le débit de caloporteur en régime nominal : Q .
- Le nombre de couronnes d'assemblage N_c ainsi que le nombre de couronnes d'aiguilles par assemblage N_{ca}
- L'épaisseur de la gaine : e_{gaine}
- Le jeu pastille/gaine : j_0
- Le *burn-up* moyen cœur : Bu
- La pression initiale d'hélium à l'intérieur de l'aiguille combustible : $P_{He\text{ gap}}$
- Le taux de porosité totale du carbure (voir 3.1) : p_{tot}
- Le taux de porosité ouverte du carbure (voir 3.1) : p_{ouv}
- La teneur Pu du combustible : z_{Pu}

En effet, ces paramètres permettent de représenter toute la géométrie du cœur, aussi bien à l'échelle macroscopique cœur, qu'à l'échelle de l'assemblage, ainsi que la thermique de l'hélium, la composition du cœur et la durée du cycle. Ainsi, chaque jeu de ces paramètres définit un seul et unique cœur. Cependant, afin de pouvoir fonctionner, et être viable un cœur doit impérativement vérifier les contraintes suivantes :

- **Criticité :** Afin de pouvoir produire de l'énergie, la première condition de la viabilité d'un réacteur soit qu'il puisse être critique. Dans l'approche FARM, on va donc fixer le volume de façon à respecter cette contrainte.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

- **Evacuation de la chaleur en fonctionnement nominal :** Il est également indispensable que le cœur puisse évacuer cette chaleur. Cette contrainte impose alors le débit nominal du cœur.
- **Tenue mécanique de la gaine :** Par ailleurs, afin de respecter les différentes barrières de sûreté, il est indispensable que la gaine conserve son étanchéité. Or, durant l'irradiation, le combustible va gonfler, de façon quasi-proportionnelle au *burn-up*, et peu à peu remplir tout le jeu pastille gaine, avant d'entrer en Interaction Mécanique Pastille Gaine (*IMPG*). Suivant le matériau de gaine considéré le comportement sera alors différent ; le SiC étant très peu ductile, lorsque le combustible et la gaine se retrouvent au contact, il y a un risque élevé de rupture de gaine. On impose alors comme critère de dimensionnement la non-interaction mécanique pastille/gaine (concernant la phénoménologie de l'aiguille combustible voir 3.1). Dans le cas d'une gaine vanadium, la gaine peut alors supporter l'interaction mécanique pastille/gaine pendant un certain temps avant d'atteindre les limites mécaniques. Dans tous les cas, ceci impose alors de lier le *burn-up* et la taille du jeu pastille/gaine. Il ne reste alors plus qu'un degré de liberté, pour ces deux variables. Dans FARM, on décide alors, de fixer le jeu pastille/gaine de façon à obtenir le *burn-up* voulu. Ceci permet de n'étudier que des cœurs dans la gamme de *burn-up* qui nous intéresse.

Ces trois contraintes fondamentales ont donc réduit à 12 le nombre de paramètres de conception. Cependant, comme annoncé précédemment, un des objectifs supplémentaires de FARM est de ne s'intéresser qu'à des réacteurs *isogénérateurs* à l'équilibre. Il s'agit d'une contrainte très forte qui va fortement influencer sur la façon de dimensionner les cœurs, et fixer par ailleurs la fraction de Plutonium dans le combustible.

C'est à cette étape que l'on peut voir la principale différence de FARM avec les autres méthodes présentées au 1.1, usuellement on définit une géométrie cœur, puis l'on étudie ses performances, alors que dans FARM, on impose certaines « performances » ou contraintes (criticité, isogénération, *burn-up* donné), et le logiciel nous retourne la géométrie cœur associée.

Une fois toutes ces contraintes prises en compte, à travers les différents modèles de FARM, on peut en déduire qu'il ne reste alors que 11 variables d'optimisation. Ces dernières sont alors synthétisées dans le Tableau 3, avec leurs espaces d'étude associés.

Pour les cœurs SiC, la température de sortie cœur est choisie dans cette gamme (650-880), car des températures supérieures poseraient des problèmes de durée de vie des échangeurs, et des températures inférieures pénaliseraient trop le rendement. Pour les cœurs vanadium, la température maximale est abaissée à cause de la plus faible tenue en température du vanadium (par rapport au SiC). Des températures supérieures seraient a priori inenvisageables. Le rapport H/D est quand à lui limité en borne inférieure à 0.2, car en-dessous le cœur ne serait plus pilotable (comportement du cœur découplé radialement), et on remarque qu'aucun cœur GFR ne dépasse jamais des H/D supérieurs à 0.5 car les pertes de charges (et surtout les puissances de pompes) associées sont alors trop élevées. La gamme de *burn-up* étudié est très large, mais ne s'intéresse qu'à des cœurs atteignant au minimum 5 at%. Les domaines d'étude des deux paramètres combustible que sont la porosité totale et le taux de porosité ouverte varient quand à eux sur pratiquement toute la gamme d'étude de ces paramètres proposés par le DEC.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Variable d'optimisation	Valeurs min-max cœurs SiC	Valeurs min-max cœurs Vanadium	Référence mars-2009
T_{out} (°C)	650 - 880	650 - 800	880
Rfiss/exp	0.5 – 5	0.5 – 5	1.222
H/D	0.2 - 0.55	0.2 - 0.55	0.387
Z_{He} réseau	33% - 47%	40% - 60%	42.9%
Burn-up (at%)	5 – 12	5 – 12	5
N_{ca} (Nombre de couronne d'aiguilles)	7 – 15	7 – 15	8
N_c (Nombre de couronne d'assemblages)	9 – 12	9 – 12	13
e_{gaine} (épaisseur gaine, vanadium uniquement) (mm)	X	0.5 – 2.5	1.03
$P_{He\ gap}$ (pression initiale d'hélium dans l'aiguille)	3 – 20	3 – 20	10
p_{tot}	15% – 20%	15% – 20%	20%
p_{ouv}	10% - 80%	10% - 80%	50%

Tableau 3 : Variables d'optimisation du GFR et domaines d'étude associés

On majore également le nombre de couronne d'assemblages à 12. En effet, plus il y a d'assemblages, plus le temps requis pour la manutention est important ; il est donc important de ne pas avoir un nombre trop élevé de couronnes. Cette valeur de 12 ayant été jugée comme la valeur maximale à ne pas dépasser. Elle correspond néanmoins à environ 450 assemblages fissiles (par rapport à 241 pour un EPR et 157 pour ATMEA, et 358 pour Superphénix). Toutefois, le cœur de référence possède 13 couronnes d'assemblage (soit plus de 510 assemblages). On cherche alors ici à proposer un cœur plus performant du point de vue de la manutention que le cœur de référence.

Les cinq paramètres restants ($R_{fiss/exp}$, Z_{He} , $P_{He\ gap}$, N_{ca} , e_{gaine}) varient eux sur des domaines très larges mais qui ne sont délimités par aucune justification physique. On sait juste d'après le retour d'expérience des précédentes études de conception cœur, que les valeurs acceptables se situent dans ces domaines là. Des différences importantes apparaissent néanmoins entre les cœurs SiC et les cœurs Vanadium sur la fraction de caloporteur (qui seront expliquées au 6.3). On attachera néanmoins une grande importance dans le chapitre 6 à bien vérifier que les cœurs de front de Pareto ne buttent pas sur ces bornes, et que par conséquent le domaine d'étude de ces variables était suffisamment étendu.

Il ne faut pas perdre de vue que les autres paramètres de conception, tels que le volume du cœur, la teneur Pu du combustible, le débit cœur et le jeu pastille/gaine sont

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

également optimisés, et couvrent également de grands domaines d'étude. Le volume du cœur par exemple peut potentiellement varier de 12m^3 à 50m^3 .

Il est par ailleurs important de noter que les contraintes d'optimisation qui sont présentées au 2.1.3.3, ne sont que des inégalités, et ne font donc que restreindre le domaine de l'étude, sans réduire le nombre de degrés de liberté. Au final, on peut alors en déduire que le problème ainsi posé possède 10 ou 11 (suivant les cœurs SiC ou Vanadium) variables d'optimisation, pour optimiser 10 performances.

2.1.3.3 Contraintes d'optimisation

Cependant, l'optimisation d'un cœur ne peut pas se faire uniquement sur l'amélioration de ses seules performances, elle doit également respecter quelques critères, issus des différents domaines techniques pour que les cœurs obtenus soient réalisables. Les différentes contraintes prises en compte dans l'optimisation, au niveau de l'algorithme génétique, sont alors les suivantes :

- La masse d'un assemblage doit rester inférieure à 600Kg. En effet, pour des raisons de manutention, il est préférable que la masse des assemblages soit limitée pour que le bras articulé puisse les manipuler facilement. De plus, ce type de contrainte est indispensable car sinon, l'optimisation tendrait à n'avoir qu'un seul assemblage contenant toutes les aiguilles du cœur pour limiter la fraction de *TH* et de jeu inter-assemblage qui est pénalisante. Cette contrainte va donc permettre de déterminer les tailles et nombres de couronnes d'assemblages.
- Pour les cœurs SiC, le diamètre interne aiguille doit rester supérieur à 6.4mm. En effet, la fabricabilité d'aiguilles en SiC/SiCf est jugée très délicate en-dessous de 7mm. Les études FARM ayant un caractère très exploratoire et cherchant à trouver des cœurs innovants, on se fixe une contrainte de diamètre interne minimum un peu moins pénalisante à 6.4mm (-10%).¹⁵ Cette contrainte est d'autant plus importante que les premiers tests d'optimisation ont conduit à des diamètres d'aiguilles très faibles, qui auraient été rédhitoires d'un point de vue fabricabilité.
- Pour les cœurs SiC, la hauteur du cœur doit rester inférieure à 3m (voir 2.1.1).
- Le jeu pastille/gaine doit rester inférieur à 4.5% du rayon de la pastille. En effet, pour éviter des problèmes de poinçonnement de la gaine à cause de relocalisation d'éclats du combustible dans le jeu pastille/gaine, il est conseillé de ne pas dépasser une certaine fraction du rayon pour le jeu pastille/gaine. (plus de détails au 3.1)
- La perte de charge doit rester inférieure à 2,0 bars pour des raisons de faisabilité technologique. En effet, des fortes pertes de charges au nominal peuvent alors poser des problèmes de dimensionnement des pompes primaires. La faisabilité de systèmes avec une perte de charge de 1,5 bar semble acquise, mais pour des pertes de charges significativement au-delà, cela pourrait nécessiter le passage d'un système de 3 boucles, à 4 boucles, voire un deuxième étage de compression dans les pompes primaires. Cela n'a fondamentalement rien de

¹⁵ Les derniers résultats concernant la fabrication de ces aiguilles laissent entrevoir la possibilité d'aiguilles avec des diamètres plus faibles. La marge considérée dans FARM sera alors peut-être justifiée a posteriori.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

réduisant, mais augmente alors fortement le coût du système. Aucun critère clair sur cette valeur n'étant disponible, on décide d'explorer des cœurs jusqu'à 2,0 bars de perte de charge. Par ailleurs, il est intéressant de remarquer que même pour des puissances de pompage (l'estimateur de sûreté) acceptables des pertes de charges très élevées peuvent être atteintes (pour des cœurs ayant la même puissance de pompage que le cœur de référence, on trouve des pertes de charge variant de 1,3 à 3,0 bars), car ces deux grandeurs ne sont pas calculées aux mêmes températures.

Ces contraintes ont un impact certain sur le front de Pareto obtenu, malgré le fait que certaines de ces valeurs ne sont pas totalement justifiées. Cependant, leur mise à jour reste aisément réalisable, puisqu'il suffit alors juste d'ajuster la valeur, et de relancer l'optimisation pour obtenir le nouveau front de Pareto.

A ce stade, le problème d'optimisation est entièrement défini, puisque l'algorithme (algorithme génétique de MultiGen), les variables d'optimisation (voir 2.1.3.2), les performances (voir 1.2) et les contraintes du problème (voir 2.1.3.3) ont été caractérisés. Il ne manque alors plus qu'une chose : la description de la physique qui régit le dimensionnement du cœur d'un réacteur de GFR. C'est pourquoi la suite de ce chapitre, ainsi que les deux suivants ont pour but de décrire cette physique et la façon dont elle est modélisée dans FARM.

2.2 Divers modèles physiques impliqués dans la conception d'un cœur FARM

Ce sous-chapitre a pour objectif de présenter l'ensemble des modèles physiques de FARM. La plupart y seront présentés de façon relativement détaillée, à l'exception de la physique du combustible et de la neutronique qui font l'un et l'autre l'objet de chapitres dédiés, même s'ils sont brièvement décrits ci-dessous.

Tous ces modèles ne sont que des modèles simplifiés adaptés à une étape de préconception du cœur, et les cœurs issus de FARM devront tous être validés et raffinés par des études ultérieures.

2.2.1 Modèle Géométrique

Un des premiers problèmes posé par une telle modélisation est d'unifier les modélisations du cœur de la neutronique et du combustible. En effet, du point de vue de la neutronique, le cœur est modélisé de façon simplifiée comme un cœur cylindrique homogène, alors que la physique du combustible nécessite quand à elle les dimensions exactes du réseau hexagonal.

Pour effectuer ce passage on va alors conserver la hauteur du cœur ainsi que le volume de la zone fissile. Le volume déduit du modèle neutronique (voir 2.2.3), permet donc de déduire facilement, avec le H/D, la hauteur fissile ainsi que le rayon fissile.

Puis, on calcule alors l'entre-plat du réseau d'assemblage (demi-jeu inter-assemblages inclus), afin que la surface totale de tous les assemblages fissiles, soit égale à la surface du cœur avec la modélisation cylindrique (voir Figure 39).

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

$$a_{Hex} = 2R_{fiss} \sqrt{\frac{\pi}{6\sqrt{3}N_{ass/fiss}}}$$

Où a_{Hex} est le côté d'un assemblage fissile complet, et $N_{ass/fiss}$ le nombre d'assemblages fissiles.

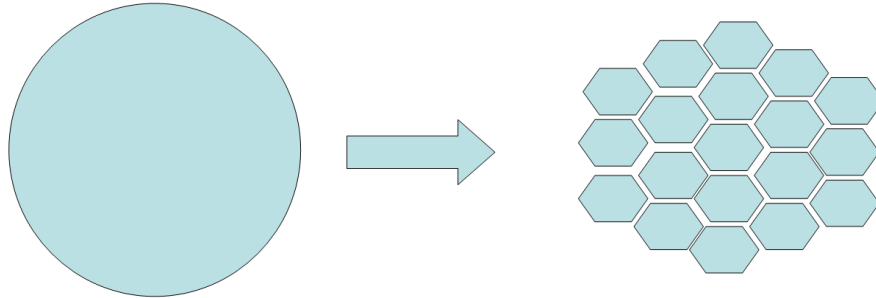


Figure 39 : Schéma de principe de l'équivalence de géométrie

Le nombre d'assemblages fissiles est déterminé à partir du nombre de couronnes d'assemblages N_c , avec la formule suivante :

$$N_{ass} = 1 + 3 * N_c (N_c + 1)$$

Cependant, en cohérence avec les études précédentes, une partie de ces assemblages est réservée pour les barres de commande. En effet, sur le *RNR-G* les assemblages qui contiennent les barres de contrôle ne contiennent pas de combustible. L'objectif de cette prise en compte ne vise qu'à bien déterminer les dimensions des assemblages, en gardant à l'esprit que pour un nombre d'assemblages total N_{ass} , tous ne seront pas des assemblages fissiles. En général, sur les différents cœurs, le nombre d'assemblages réservés pour les barres de commande varie de 4 à 6 % du nombre d'assemblage total. En cohérence avec le cœur de référence, ce paramètre est fixé à 5.7%. Cependant, l'équivalence géométrique ne se faisant que sur le nombre d'assemblages fissiles, et non sur le nombre total d'assemblages, l'impact neutronique des assemblages non-fissiles n'est pas pris en compte. Ainsi, avec cette modélisation, la composition atomique du cœur homogène cylindrique est supposée être exactement la même que celle d'un assemblage fissile. Ceci permet donc de prendre en compte les aspects géométriques, mais n'intègre absolument pas l'impact neutronique de ces barres. Toutefois, dans tous les calculs neutroniques, une marge de 3000 pcm est prise en prévision de l'introduction de ces barres.

$$N_{ass/non-fiss} = 0.057 * N_{ass}$$

$$N_{ass/fiss} = N_{ass} - N_{ass/non-fiss}$$

Ainsi, à partir du côté de l'assemblage complet, on peut déterminer le côté de l'hexagone du réseau d'assemblage a_{fiss} avec la formule suivante (où e_{TH} et j_{ass} sont respectivement l'épaisseur du *TH* et le jeu inter-assemblages) (voir Figure 40) :

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

$$a_{fiss} = a_{Hex} - \frac{2}{\sqrt{3}} \left(e_{TH} + \frac{j_{ass}}{2} \right)$$

On peut alors déterminer le pas du réseau d'aiguilles, appelé a , à condition de fixer l'espace que l'on laisse entre la dernière couronne d'aiguilles et le TH. En cohérence avec le cœur de référence, cet espace est fixé à $a/2$ (même si ce paramètre nécessitera des études ultérieures fines afin de limiter les effets de bords thermiques sur les aiguilles périphériques). On montre alors la relation suivante (où N_{ca} est le nombre de couronnes d'aiguilles) :

$$a = \frac{\sqrt{3}a_{fiss}}{\sqrt{3}N_{ca} + 1}$$

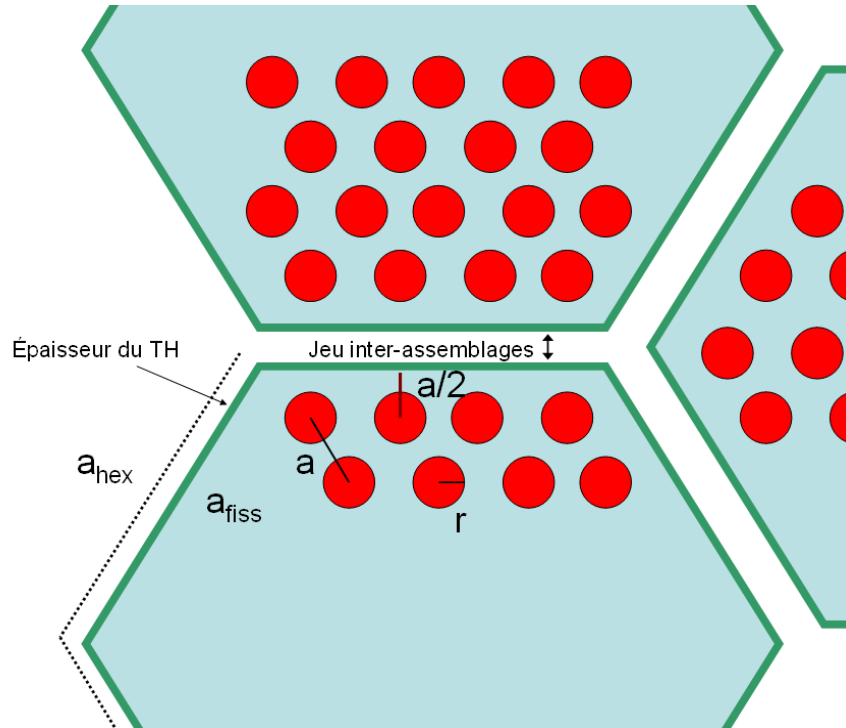


Figure 40 : Dimensions d'un assemblage

A partir du pas du réseau, et de la fraction volumique de caloporteur (la variable d'optimisation $z_{He \text{ réseau}}$) (voir Figure 41), on peut alors déduire le rayon de l'aiguille :

$$r = a \sqrt{\frac{\sqrt{3}(1 - z_{He \text{ réseau}})}{2\pi}}$$

Chapitre II Conception d'un cœur FARM

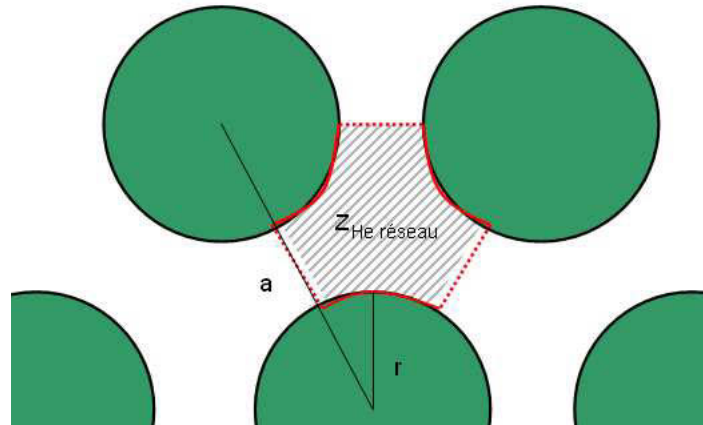


Figure 41 : Réseau d'aiguilles

Avec ces informations on peut calculer le diamètre hydraulique Dh , grandeur fondamentale en thermo-hydraulique, qui sera utilisée pour l'évaluation des pertes de charges. Il se définit comme étant quatre fois la surface S de fluide du motif, également appelé canal hydraulique, divisée par le périmètre frottant de l'écoulement, noté p . Cette grandeur permet d'évaluer la taille caractéristique de l'écoulement, et surtout la façon dont l'écoulement « frotte » contre les aiguilles.

$$Dh = \frac{4S}{p}$$

$$Dh = \frac{2r \times z_{He/réseau}}{(1 - z_{He/réseau})}$$

Figure 42 : Définition du diamètre hydraulique

2.2.2 Modèle thermique et de physique du combustible

Une fois le pas du réseau et le rayon de la gaine fixés, les épaisseurs de gaine et du liner étant constantes (ou imposées par la variable d'optimisation pour l'épaisseur gaine dans le cas des cœurs vanadium), il ne reste plus qu'à fixer le jeu pastille/gaine pour déterminer toute la géométrie (voir Figure 43). Or, une des variables d'optimisation de cœur est le *Burn-up*. Et pour un combustible et un burn-up donnés, il n'existe qu'un seul jeu pastille/gaine permettant de vérifier ce *burn-up*. L'objectif du modèle combustible de FARM, va donc être de dimensionner le jeu pastille/gaine, afin d'obtenir le *burn-up* souhaité.

Ceci passe par une étude du gonflement du combustible, lequel nécessite l'étude de la thermique, ainsi que du relâchement des gaz de fission et leur dilution dans les vases d'expansion. Le modèle combustible développé dans FARM, intègre donc tous ces phénomènes physiques, et permet d'obtenir les profils de température du cœur, ainsi que la pression à l'intérieur de l'aiguille combustible. Il a été développé dans le cadre d'une aiguille d'(U,Pu)C, sans actinides mineurs initiaux ; c'est-à-dire que la possibilité de multi-recyclage homogène d'actinides mineurs n'est pas pris en compte, même si cela n'empêche nullement le multi-recyclage dans des couvertures chargées en actinides, de type CCAM (Couverture Chargée en Actinides Mineurs) [VAL09]. En effet, si le recyclage homogène est envisagée

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

dans le cadre du *RNR-G*, elle n'a cependant pas été étudiée en détail sur le combustible carbure. Afin de rester en cohérence avec les études précédentes, mais aussi par manque de modélisation sur ce cas, elle n'a donc pas été prise en compte.

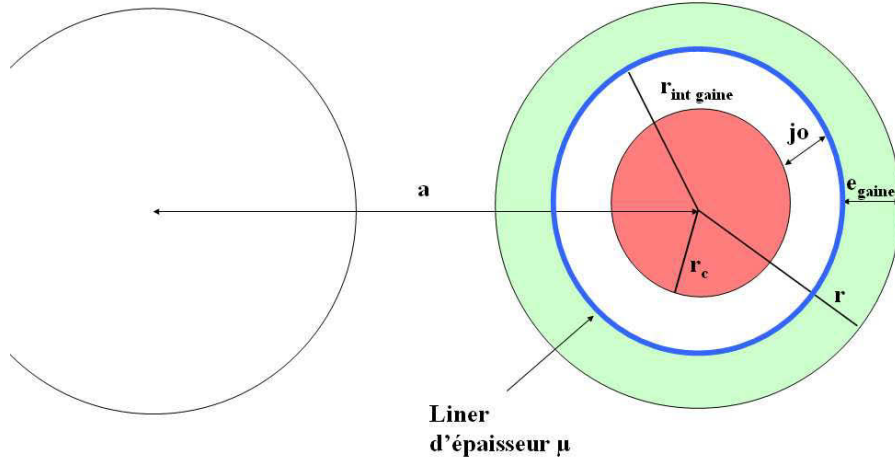


Figure 43 : Détail d'une aiguille combustible

Ce modèle nécessite néanmoins en données d'entrée la géométrie de l'aiguille (présentée ci-dessus), ainsi que le profil de puissance de l'aiguille. Tout d'abord, la forme du profil de puissance est issue du modèle neutronique (voir 4.2). Quant à la valeur de la puissance linéique maximale $P_{lin\ max}$, elle est estimée à partir de la puissance cœur, et du volume cœur, en prenant en compte le fait que toute la puissance du cœur n'est pas déposée dans le cœur. En effet, une partie de la puissance est évacuée sous forme de rayonnement gamma, ou de perte neutronique et est déposée dans les réflecteurs. On fixe cet effet à 1.62 % de la puissance cœur en cohérence avec les études du cœur de référence, même si en toute rigueur il dépend de la forme et de la composition du cœur. Cependant, son très faible impact permet de s'affranchir de son étude détaillée.

On en déduit alors, avec P_{th} la puissance thermique du cœur, f_{3D} le *facteur de forme* 3D du cœur, et H_{fiss} la hauteur fissile :

$$P_{lin\ max} = f_{3D} \frac{0.9838 \times P_{th}}{H_{fiss} N_{ass/fiss} (1 + 3N_{ca} (N_{ca} + 1))}$$

On ne détaillera pas plus ce modèle ici, puisqu'il fera l'objet du chapitre 3. On précise juste qu'il ne s'agit que d'un modèle simplifié et que tous les cœurs issus de FARM font l'objet de validations a posteriori.

2.2.3 Modèle Neutronique

Une fois toutes les dimensions de l'assemblage estimées à l'aide des modèles présentés en 2.2.1 et 2.2.2, on peut alors en déduire les fractions volumiques de chaque matériau, et la composition atomique du cœur.

Toutefois, la géométrie présentée ci-dessus ne prend pas en compte la matière induite par les grilles de supportage et d'espacement du combustible. Dans le cœur de référence ces dernières sont prises en compte via une provision de 0.4% du volume du cœur, supposé constituée du même matériau que la gaine (SiC ou V). Afin de pouvoir se

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

recaler sur le cœur de référence, on effectue alors une petite correction, visant elle aussi à prendre des provisions pour l'impact neutronique des grilles. On décide d'augmenter, artificiellement, dans le calcul des fractions volumiques de matériaux, la fraction de gaine d'un facteur ajusté pour retomber sur les fractions volumiques du cœur de référence :

$$z_{gaine}^{neutronique} = 1.0436 \times z_{gaine}$$

Ce recalage est effectué sur la fraction de gaine, et non sur la fraction de SiC totale (incluant le TH), car on peut considérer que la taille des grilles va plus dépendre de la taille du réseau d'aiguilles que des dimensions du TH. On retombe alors sur les fractions volumiques du cœur de référence à 0.1% près.

Puis, à partir de la composition atomique du cœur, le modèle neutronique de FARM intervient avec à un double objectif :

- Rechercher des cœurs critiques
- Rechercher des cœurs *isogénérateurs* à l'équilibre

Ces deux contraintes fixent alors, suivant la composition du cœur, à la fois sa teneur Pu et son volume.

En effet, un premier modèle permet de recalculer le vecteur Pu, à l'équilibre (hypothèse de multi-recyclage homogène de son propre combustible), et d'en déduire, à partir des sections efficaces la teneur Pu moyenne qui permettra l'*isogénération*. Puis, une fois la composition du cœur ainsi fixée, le volume du cœur est ajusté afin d'obtenir la criticité.

On peut remarquer que l'hypothèse de multi-recyclage homogène du combustible n'est pas cohérente avec la modélisation du combustible. Cependant, comme elle reste une option envisagée, et que sa prise en compte était possible, elle a été réalisée. Par ailleurs, un recyclage hétérogène conduirait également à une formation importante de Pu238, et des captures importantes de l'Am241, dont la modélisation en homogène constitue une approximation assez simpliste par rapport de la réalité.

Outre ces deux aspects, le modèle neutronique de FARM permet également d'interpoler les coefficients de *contre-réaction neutronique*, et la fraction de neutrons retardés, qui sont utilisés pour les calculs d'estimateurs de sûreté des accidents non-protégés.

On ne détaillera pas non plus le modèle ici, et le lecteur est invité à se référer au chapitre 4.

On précise juste que le modèle neutronique suppose un *facteur de forme* radial constant, ainsi qu'un *facteur de forme* axial également constant, avec un profil de puissance linéique de la forme :

$$P_{lin}(z) = P_{lin\max} \cos\left(0.75\pi \frac{z}{H_{fiss}}\right)$$

La justification de ces hypothèses est présentée dans le chapitre 4. On précise également que les cœurs dimensionnés à l'aide de ce modèle sont tous validés après l'optimisation.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

2.2.4 Modèle de Pertes de Charges

Parmi les aspects les plus importants de la physique du cœur, qui ne sont pas encore pris en compte, il reste encore à présenter l'étude des pertes de charge générées par le cœur. En effet cette perte de charge, intervient tout d'abord dans le calcul du rendement (voir 2.2.5), mais est surtout fondamentale pour déterminer l'estimateur de sûreté associé à la puissance des pompes de secours (puissance de pompage). On présente donc ci-dessous les équations qui constituent le modèle thermo-hydraulique de FARM. Ce dernier est issu des études effectuées sur le cœur de référence.

Ce modèle est appliqué sur le « canal chaud », c'est-à-dire le canal hydraulique (voir Figure 42) qui a la puissance linéique la plus élevée (habituellement situé au centre du cœur), car c'est celui qui a la perte de charges la plus importante.

Tout d'abord, en accord avec la contrainte d'évacuation de la puissance en régime nominal présentée au 2.1.3.2, le débit massique de ce se calcule de la façon suivante :

$$Q_{canal / ch} = \frac{P_{lin / max} H_{fiss}}{f_{axial} C_P (T_{out} - T_{in})}$$

Où C_p est la capacité thermique massique de l'hélium à la température moyenne du cœur, f_{axial} le *facteur de forme axial*, et $Q_{canal / ch}$ le débit massique du canal chaud.

On peut alors en déduire G , le débit massique surfacique du canal chaud (où Sf_{canal} est la surface fluide d'un canal) :

$$G = \frac{Q_{canal / ch}}{Sf_{canal}}$$

La perte de charge totale dans l'assemblage se décompose de la façon suivante [KAZ] [GAU86] :

$$\Delta P_{tot} = \Delta P_{frottement} + \Delta P_{singuliers} + \Delta P_{grilles} + \Delta P_{accélération} + \Delta P_{\Delta S} + \Delta P_{pied+tête}$$

En théorie, il y a aussi une perte de charge par gravité, mais étant donnée la très faible masse volumique de l'hélium, elle est négligeable (quelques dizaines de Pa) et ne sera pas étudiée ici.

La perte de charge par frottement est une perte régulière, le long de l'aiguille. C'est un des termes prédominants quel que soit le régime. Elle s'exprime ainsi :

$$\Delta P_{frottement} = f \frac{G^2}{2\rho} \frac{H_{frot}}{Dh}$$

Où H_{frot} est la hauteur frottante, ρ la masse volumique moyenne de l'hélium, Dh le diamètre hydraulique présenté au 2.2.1, et Re le nombre de Reynolds moyen du canal chaud, et où le coefficient de frottement f dépend du nombre de Reynolds ainsi que du régime d'écoulement considéré.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Ainsi pour un régime turbulent ($Re > 5000$) :

$$f = \frac{0.316}{Re^{0.25}}$$

Alors qu'en régime laminaire ($Re < 2000$):

$$f = \frac{64}{Re}$$

Entre les deux régimes une transition continue est assurée entre les deux régimes.¹⁶ Cette perte de charge est cependant, fortement dépendante de la température du gaz, et varie donc significativement entre les frottements du vase d'expansion inférieur, le long de la colonne fissile et le vase d'expansion supérieur. Ainsi, afin de la calculer de façon satisfaisante, le calcul de la perte de charge par frottement est discrétisé le long de toute la colonne fissile, avec le même nombre de mailles que le modèle combustible (15 mailles axiales). Les pertes de charge des vases d'expansion, supérieurs et inférieurs, sont également calculées séparément.

Les pertes de charge singulières auxquelles fait référence l'équation ci-dessus, correspondent aux effets d'irréversibilité lors des changements de section. Elles s'expriment comme la somme sur les différents changements de direction ou de section fluides de la façon suivante :

$$\Delta P_{\text{singuliers}} = K_c \frac{G^2}{2\rho}$$

Où le K_c est issu de corrélations provenant de [IDE86]. Ces pertes de charges sont significatives à l'entrée et en sortie du réseau d'aiguilles.

Les grilles d'espacement, et les grilles de maintien de la zone fissile provoquent également des pertes de charge très importantes, même si leur impact se fait principalement sentir en régime turbulent. Elles se calculent comme suit, où le coefficient de frottement K_c est calculé à partir du nombre de grilles et du taux de blocage $\epsilon_{\text{blocage}}$. Le facteur 7 provenant d'une corrélation sur les grilles issue de la référence [IDE86].

$$\Delta P_{\text{grilles}} = K_c \frac{G^2}{2\rho} \quad K_c = 7 Nb_{\text{grilles}} \epsilon_{\text{blocage}}^2$$

Il est donc important de préciser que le cœur contient alors deux types de grilles :

- Deux grilles de supportage, situées au milieu du cœur, dont la fonction est de maintenir les deux demi-aiguilles, et avec des taux de blocage de 0.23 (le taux de blocage correspond à la part de la surface d'écoulement qui est obstruée par la grille).

¹⁶ Cette modélisation ne prend pas en compte la rugosité de surface de l'aiguille combustible, qui est d'une part, mal connue, et d'autre part suffisamment faible a priori pour être négligeable.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

- Des grilles d'espacement, qui servent, elles, à limiter la vibration et le gerbage des aiguilles et à maintenir le pas du réseau. Leur taux de blocage est alors de 0.308.

Le nombre et la répartition des grilles d'espacement est par contre une question un peu plus délicate. En effet, étant donné leur rôle, leur nombre va fortement varier en fonction de la hauteur du cœur. Ainsi dans FARM, on a retenu pour critère de disposer une grille tous les 45 cm. Cette valeur a été choisie de façon à prendre en compte de façon sommaire l'augmentation du nombre de grilles avec la hauteur du cœur, et que le cœur de référence conserve son nombre de grilles (à savoir 6 grilles d'espacement et 2 de supportage). Cependant, elle n'est pas justifiée outre mesure, et dans la réalité, la longueur maximum sans grille dépend du diamètre de l'aiguille et du gradient circonférentiel de température dans une aiguille. Ce gradient de température étant inaccessible à l'heure actuelle avec la modélisation thermo-hydraulique considérée (dans FARM comme au niveau projet *GFR*), on a préféré ne retenir qu'un espacement maximum constant de 45cm, cohérent avec les critères retenus à l'heure actuelle par le projet.

Par ailleurs, l'énergie cinétique du gaz variant fortement le long de la zone fissile à cause de l'augmentation de température, la perte de charge générée par une grille en entrée du cœur, et une grille en sortie cœur ne sera pas la même. Il serait donc dans l'absolu nécessaire de décrire la répartition des grilles le long de la colonne fissile. Cependant, le nombre de grilles n'étant pas forcément compatible avec le maillage et ne disposant d'aucune information sur la façon de les disposer, on modélise les pertes de charge provoquées par les grilles, comme si elles se situaient toutes au milieu du cœur. Ceci revient à supposer que les différences de pertes de charge entre les grilles supérieures et les grilles inférieures vont se compenser. Cette modélisation simplifiée induit cependant un écart de 8% par rapport au calcul de référence, ce qui est acceptable étant donné les incertitudes sur le nombre et la position de ces grilles.

La perte de charge par accélération, correspond au fait que la densité du gaz est plus faible en haut du cœur (à cause de l'échauffement et de l'accélération), et que la pression est par conséquent plus faible en sortie du cœur qu'en entrée.

$$\Delta P_{accélération} = G^2 \left(\frac{1}{\rho_{out}} - \frac{1}{\rho_{in}} \right)$$

L'avant-dernier terme de l'équation globale, correspond à la perte de charge régulière induite lors des changements de section en entrée et en sortie du cœur. En effet, lorsque l'hélium entre dans la zone fissile, la surface étant plus faible il s'accélère : il y a échange d'énergie entre l'énergie interne du gaz, via la pression et l'énergie cinétique. Lorsqu'il se détend à la sortie de l'assemblage, il y a un nouvel échange entre ces deux énergies. Cependant, la masse volumique et l'énergie cinétique n'étant plus la même dans les deux cas, la détente à la sortie de l'assemblage fournira plus d'énergie sous forme de pression que ce que la compression n'en a requise. Il s'agit donc d'un terme moteur, qui réduit la perte de charge :

$$\Delta P_{\Delta S} = -\frac{G^2}{2} (1 - z_{He}^2) \left(\frac{1}{\rho_{out}} - \frac{1}{\rho_{in}} \right)$$

Cependant, ce terme est d'amplitude très faible.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

La dernière perte de charge prise en compte dans le modèle FARM, est due aux pieds et têtes d'assemblage. Elle est cependant difficile à estimer, car le modèle de cœur FARM ne détaille pas la conception des pieds et tête d'assemblage. Dans cette situation, l'option retenue a consisté à la paramétrer à partir de la perte de charge estimée sur le cœur de référence, et du carré du débit. Elle est donc approchée de la façon suivante :

$$\Delta P_{\text{pied+tête}} = \Delta P_{\text{pied+tête}}^{\text{ref}} \left(\frac{G}{G_{\text{ref}}} \right)^2$$

On obtient donc finalement une modélisation complète de la perte de charge totale cœur. Ce calcul de pertes de charge sera donc utilisé en nominal, ainsi que pour calculer la *puissance de pompage* (voir 5.1). Ces deux situations ne sont cependant pas forcément dans le même régime d'écoulement, et certaines corrélations, sont alors en limite de validité. Toutefois, en régime nominal, et encore plus à faible débit, la perte de charge par frottement est très largement prédominante, et utilise une corrélation adaptée dans son domaine de validité. Les pertes de charge générées par les grilles et les irréversibilités aux changements de section sont alors peut-être mal estimées, mais comme elles sont négligeables dans cette configuration, cela a très peu d'impact.

Les pertes de charge dans le reste du circuit primaire ne sont, par contre, pas prises en compte. Cependant, étant donnée la taille des tuyauteries primaires, elles sont relativement faibles par rapport à la perte de charge cœur. Et comme il s'agit ici de calculer un estimateur de sûreté, les aspects chaudière ne sont volontairement pas pris en compte.

Ce modèle de pertes de charge, se recale alors de façon satisfaisante, avec un écart de 2% par rapport au calcul de référence, sur le cœur de référence. Toutefois, étant donné le recalage effectué pour les pertes de charge en pied et tête d'assemblage, les incertitudes sur les corrélations, ainsi que les simplifications de modélisation (hypothèse que toutes les grilles se trouvent au centre de l'assemblage), il ne faut probablement pas attendre une précision à plus de 5% près de ce modèle par rapport à la modélisation de référence. Mais, les incertitudes restantes sur le nombre de grilles et leur positionnement induisent des variations de pertes de charge de cet ordre de grandeur. Il n'est donc pas justifié de détailler encore la modélisation, qui est donc considérée comme satisfaisante.

2.2.5 Modèle de rendement du cycle de conversion d'énergie

Comme indiqué au 2.1.3.2, la température de sortie cœur T_{out} fait partie des variables optimisées dans l'approche FARM. Ceci a cependant l'inconvénient de modifier les paramètres d'entrée du système de production d'électricité, et par conséquent d'influer sur le rendement. Il a donc été nécessaire, afin de pouvoir calculer correctement l'*inventaire Pu*, qui fait appel au rendement de l'installation (voir Figure 10), d'interpoler ce dernier.

Tout d'abord, les deux principaux paramètres cœur qui influent sur le rendement de l'installation sont :

- **La température de sortie cuve.** Cette température est intimement liée à la température de sortie cœur, mais n'y est pas égale. En effet, on suppose qu'une petite partie du débit d'entrée cuve, ne va pas entrer dans le cœur, mais va être déviée pour refroidir toutes les structures de cuve, on appelle cela le « by-pass » cœur. La

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

température de sortie cuve sera donc issue d'un mélange entre le débit qui est passé dans le cœur, et le débit de bypass. En réalité, le débit bypassé aura été réchauffé et sortira à une température bien supérieure à la température d'entrée de 400°C. Cependant, pour simplifier la modélisation, ainsi que pour conserver des marges pour le système d'extraction d'énergie, on considère que ce débit est resté à 400°C. On peut donc en déduire la température de sortie cuve de la façon suivante en fonction de la fraction de débit bypassé B :

$$T_{\text{sortie / cuve}} = T_{\text{in}} B + T_{\text{out}} (1 - B)$$

La fraction de débit de bypass est prise égale à 5%, comme pour le cœur de référence.

- **La perte de charge.** En effet, la perte de charge conditionne directement la puissance qui sera consommée par les pompes primaires. Ainsi, une partie non négligeable de la puissance produite, servira à alimenter les pompes au détriment du rendement global de l'installation. Cet effet doit être pris en compte.

En supposant alors que seul ces deux paramètres auront de l'influence sur le rendement de l'installation, on a généré à l'aide de *SMURFER* [IOO11], un plan d'expérience de 25 points sur ces deux variables présenté sur la Figure 44. La température de sortie cuve est alors étudiée entre 650 et 880°C, et la perte de charge entre 0.5 et 2 bar.

Pour chacun de ces points, le rendement maximum atteignable a été évalué à l'aide du logiciel *CYCLOP* [HAU04], avec l'hypothèse d'un cycle combiné (voir Figure 27, p 71). Dans chaque cas, l'ensemble du cycle était ré-optimisé, grâce à *OPTIDET* (outil d'optimisation monocritère utilisant un algorithme de Nelder-Mead (voir 2.3.2)), afin de maximiser le rendement. Cette optimisation prenait en compte les hypothèses classiques de modélisation de cycles. Seule la température de sortie du GV, sur laquelle aucune contrainte n'était appliquée peut éventuellement être relativement élevée (supérieure à 600°C dans certains cas) et poser des problèmes thermomécaniques. Ce point qui n'apparaissait pas rédhibitoire, méritera tout de même d'être étudié en détail pour les cycles où de telles températures seraient atteintes.

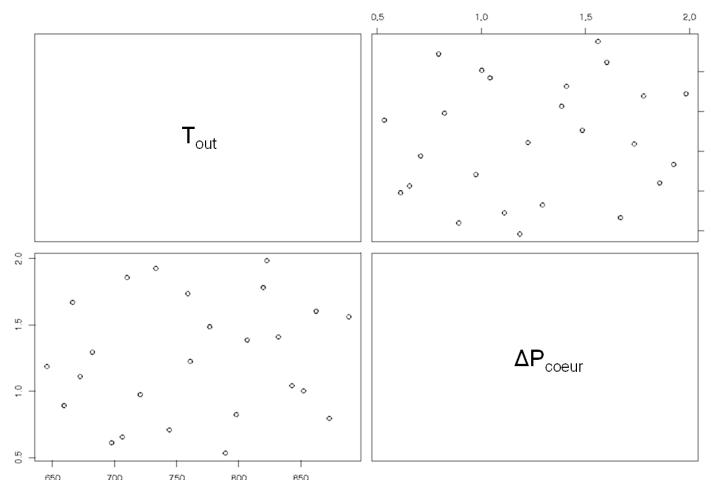


Figure 44 : Plan d'expérience associé à l'interpolation du rendement d'un cycle combiné

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Il est également important de préciser que le choix a été fait d'interpoler le rendement issu d'un cycle combiné, car il s'agit du cycle de référence [MAL09] [STAI11] [BER09]. Cependant, notamment dans le cas d'une diminution forte de la température sortie cœur, le choix du type de cycle de conversion d'énergie pourrait être différent. En effet, le cycle combiné est particulièrement intéressant à haute température, mais pour des températures plus faibles (de l'ordre de 700°C), d'autres cycles plus simples (cycle direct, cycle indirect) pourraient être considérés car leurs rendements seraient proches du cycle combiné (40-42%). Il est également important de mentionner la possibilité d'utiliser un cycle à CO₂ supercritique, qui serait aussi très adapté pour des températures de sorties cœurs de l'ordre de 700°C¹⁷, avec des rendements bien supérieurs (>45%), mais qui pose d'avantage de problèmes technologiques [PAR11] [MOI10].

Il faut également préciser que cette interpolation a été réalisée à puissance constante de 2400 MWth. De tous les modèles FARM présentés dans cette note, il s'agit du seul modèle qui suppose une valeur de la puissance thermique du cœur. Si d'autres puissances doivent être étudiées, il faudra alors réaliser une nouvelle interpolation, avec en troisième paramètre la puissance totale du cœur. FARM pourra alors étudier toutes les puissances de cœur.

Une interpolation du rendement est donc réalisée sur la base de ces 25 points à l'aide de *SMURFER*. Tout d'abord, chaque variable d'entrée est re-normalisée entre 0 et 1, puis on fait l'interpolation à l'aide d'un polynôme de degré 2, à deux dimensions (soit 7 termes), qui avec l'utilisation d'algorithmes de tri de termes ne conserve que 5 termes non nuls. L'interpolation obtenue (voir ci-dessous) est alors tout à fait satisfaisante avec 99.9% de *pouvoir de prédiction*.

Le rendement r est alors interpolé dans FARM de la façon suivante :

$$T_{norm} = \frac{T_{sortie/cuve} - 645.637}{888.523 - 645.637} (^{\circ}C) \quad \Delta P_{norm} = \frac{\Delta P_{cœur} - 0.534}{1.983 - 0.534} (bar)$$

$$r = 0.40981 + 0.10018 \times T_{norm} - 0.014827 \times \Delta P_{norm} - 0.024832 \times T_{norm}^2 + 0.010479 \times T_{norm} \Delta P_{norm}$$

2.2.6 Modèle du temps de refroidissement du combustible

Comme expliqué au 1.2.1, une des principales performances du cœur considérée dans FARM est l'inventaire Pu en cycle par GWe produit. Toutefois, cette définition fait intervenir au premier ordre le temps nécessaire pour laisser refroidir et retraiter le combustible avant de pouvoir le réintroduire en cœur. Cette durée est très importante car en plus d'influer fortement sur l'inventaire Pu en cycle (et donc la capacité de déploiement du GFR), elle va également modifier le vecteur Pu à l'équilibre du cœur (via la décroissance du Pu241) et donc son dimensionnement. Il est donc très important de bien modéliser cette période de non-utilisation du combustible, ce qui sera l'objet du modèle décrit ci-dessous.

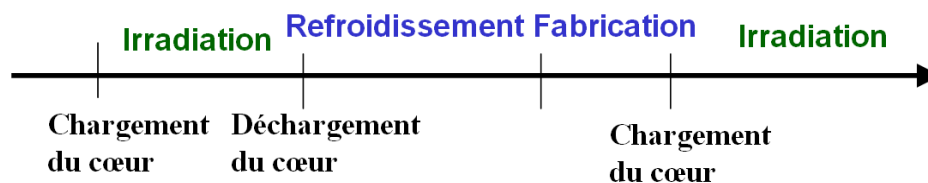
Dans les études actuelles, la durée considérée entre la fin de l'utilisation d'un combustible et sa réutilisation en cœur est supposée constante à une durée de 7 ans, et se décompose de la façon suivante :

¹⁷ Typiquement les cœurs gainés en vanadium.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

- La durée de refroidissement du combustible. La puissance d'un assemblage de combustible usé reste significative même plusieurs années après son irradiation. Afin de réduire la puissance thermique qui s'en dégage, et de limiter ainsi les problématiques de sûreté et le coût lors du transport du combustible de la centrale à l'usine de retraitement, on laisse alors refroidir l'assemblage durant une période assez longue. Dans les études de scénario actuelles [COQ09], cette durée est prise égale à 5 ans pour tous les cœurs. Toutefois, cette hypothèse n'est pas acceptable dans la mesure où les assemblages des différents cœurs étudiés par FARM vont avoir des burn-up, des masses de combustibles, des puissances volumiques et par conséquent des puissances résiduelles extrêmement variables ; ils ne vont donc pas tous nécessiter la même durée de refroidissement. C'est cette durée que l'on va chercher à calculer plus précisément ici.
- Le retraitement, la fabrication du nouveau combustible et son déplacement jusqu'au réacteur, qui lui est considéré être d'une durée constante de 2 ans pour tous les cœurs. Cette hypothèse est toutefois plus acceptable que dans le cas de la durée de refroidissement.



2.2.6.1 Problématique du temps de refroidissement

La principale problématique qui fixe le temps de refroidissement d'un combustible est liée à son transport. En effet, même après plusieurs années de refroidissement la puissance résiduelle d'un assemblage est telle que durant son transport, s'il est mal refroidi, des températures de gaines inacceptables pourraient être atteintes. Il est néanmoins tout à fait envisageable de concevoir des systèmes (avec des moyens de refroidissement actifs, ou optimisés en convection naturelle), pour pouvoir transporter des assemblages avec des puissances élevées, mais ceci induirait alors un surcoût important.

Une fois le transport effectué, il y a également des critères sur la puissance assemblage pour pouvoir recycler effectivement le combustible, notamment vis-à-vis des problématiques de radiolyse du solvant induites par la radioactivité. L'usine actuelle de la Hague est dimensionnée pour n'accueillir que des assemblages dont la puissance est inférieure à 5kW. Toutefois, de tels problèmes peuvent se résoudre relativement facilement en modifiant la quantité de combustible dissoute, et n'ont réellement de sens qu'associés à une usine de retraitement donnée. Il est possible de dimensionner une usine pour accueillir des combustibles avec des plus fortes puissances résiduelles, mais ceci a bien évidemment un coût. Il n'est pas pertinent de conserver les critères de l'usine de retraitement actuel, alors que le GFR ne serait déployé qu'à très long terme et avec un cycle du combustible associé différent, notamment parce que le combustible considéré n'est pas le même (carbure au lieu d'oxyde).

Ainsi, au final, le temps de refroidissement du combustible est le résultat d'un compromis, entre d'une part, la nécessité de recycler le Plutonium le plus rapidement possible, afin de pouvoir le réutiliser en réacteur, et le coût de son transport et de l'usine de

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

retraitement du combustible, qui lui décroît avec la durée de refroidissement. Or, les coûts et les impacts des deux tendances opposées ont été relativement peu étudiés, et ont toujours été considérés uniquement pour des réacteurs à sodium, avec un combustible oxyde. Le cas considéré dans FARM d'un combustible carbure de GFR, n'a jamais été étudié.

On fait pour la suite l'hypothèse, généralement admise, que l'aspect le plus problématique du recyclage du combustible sera son transport. Dans ce cas le critère qui devrait imposer le temps de refroidissement du combustible est alors le respect d'un critère de température gaine des assemblages au cours de leur transport dans un emballage donné.

Néanmoins, un tel critère est hors de portée de FARM, puisque premièrement il n'existe aujourd'hui aucun emballage conçu pour le transport d'un assemblage GFR, et deuxièmement que cette conception devrait être le résultat d'une optimisation économique entre le fait de recycler plus vite le combustible et le coût du transport, qui n'est à l'heure actuelle pas initiée. C'est pourquoi, il est nécessaire d'utiliser dans FARM un autre critère.

Dans les études actuelles de scénario de déploiement de réacteurs de génération IV refroidis au sodium, qui font varier le temps de refroidissement du combustible, le critère utilisé pour vérifier la faisabilité de ces cycles n'est pas non plus un critère sur la température de gaine mais, pour simplifier le problème, un critère sur la puissance maximale par assemblage. En effet, pour une conception assemblage donnée (en l'occurrence ceux de Superphénix) le critère sur la température maximale de gaine peut se traduire directement par un critère sur la puissance résiduelle de l'assemblage combustible. Ainsi, la valeur la plus couramment considérée pour pouvoir recycler un assemblage de ce type est de 7.5 kW. Cette valeur n'est d'ailleurs pas issue des problématiques de température gaine durant son transport mais plus des problèmes de « lavage » du sodium des assemblages avant son transport. Par ailleurs, le critère qui était utilisé à Phénix pour envoyer un assemblage au recyclage était d'avoir une puissance résiduelle inférieure à 2.5 kW.

Toutefois, il n'est pas possible d'utiliser directement ces critères car il s'agit de technologies différentes (sodium/hélium), mais surtout que dans FARM la conception de l'assemblage varie grandement, modifiant le nombre de couronnes d'aiguilles, la fraction de caloporteur, le nombre d'assemblages, la puissance volumique, le burn-up, ... de façon significative. Le critère de température gaine ne peut alors pas se transposer en un critère de puissance par assemblage constante. De plus, considérer un critère sur la puissance résiduelle par assemblage dans une optimisation telle que celles réalisées dans FARM reviendrait à maximiser le nombre d'assemblages combustible (un plus grand nombre d'assemblages impliquant alors une puissance par assemblage plus faible). On peut alors raisonnablement s'interroger sur la pertinence d'un critère qui favoriserait un très grand nombre d'assemblages pour des raisons de manutention.

C'est pourquoi, dans FARM, on a cherché à proposer un autre critère pour l'évaluation du temps de refroidissement du combustible. L'idée est alors de considérer que c'est l'ensemble de la puissance résiduelle d'un cœur qu'il va falloir transporter. Cette vision n'est d'ailleurs pas si fausse, puisqu'en réalité les assemblages de combustible sont très souvent transportés à plusieurs par emballage (de l'ordre de 6 à 16 suivant les puissances considérées) [OTT09]. Ce n'est donc pas tant la puissance unitaire des assemblages qui compte, mais la puissance totale à transporter. Dans ce cas, on ne considère alors plus du tout la puissance des assemblages, mais juste la puissance résiduelle de l'ensemble du cœur. Ainsi, pour une puissance cœur nominale donnée (2400 MWth dans le cas du GFR), le critère porte directement sur la fraction de puissance résiduelle par rapport à la puissance nominale.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Cette approche a l'avantage de ne pas dépendre du nombre de couronnes d'assemblages, et de ne faire varier la durée de refroidissement que sur les données physiques qui influencent vraiment la puissance résiduelle (le burn-up et la puissance volumique combustible).

Il est alors important de définir sur quel assemblage (burn-up et puissance volumique) doit être appliqué ce critère. Il a été vérifié sur une quarantaine de points, représentatifs de tout le domaine étudié que, pour ce critère, il était plus pénalisant de considérer l'assemblage moyen que l'assemblage le plus chaud. Le critère est donc calculé sur la base d'un assemblage moyen dans la suite de l'étude.

Néanmoins, il faut établir un critère de pourcentage de puissance à partir duquel le recyclage est possible. Tout d'abord, on se basera sur l'exemple de Phénix et Superphénix. Sur Phénix les assemblages étaient recyclés à partir de 2.5 kWth, alors que la puissance maximale d'un assemblage était de l'ordre de 5 MWth. Ce qui correspond donc à un critère de fraction de puissance nominale de l'ordre de **0.05%**. Le même calcul sur Superphénix, avec un critère de puissance assemblage de 7.5 kWth, conduit à un critère de 0.1%. Mais ces chiffres ne constituent que des ordres de grandeur car associés à une autre technologie. Ainsi, la démarche retenue ici va être de recalculer le critère afin d'obtenir des durées de refroidissement cohérentes avec celles considérées dans les études précédentes (voir 2.2.6.3). Ceci a l'inconvénient de conduire à des temps de refroidissement qui n'ont pas de justification dans l'absolu (qui est de toute façon hors de portée de cette étude), mais a l'avantage de pouvoir prendre en compte la variation du temps de refroidissement en fonction des cœurs, et donc de comparer en relatif les performances des cœurs, ce qui est bien l'objectif de FARM.

2.2.6.2 Modélisation

Le critère proposé ci-dessus pour calculer le temps de refroidissement du combustible porte donc sur la puissance résiduelle du cœur après plusieurs années. Il est donc nécessaire de modéliser dans FARM l'évolution de cette puissance résiduelle en fonction du temps, ce qui sera l'objet de cette partie.

Cette puissance résiduelle est au premier ordre fonction de deux paramètres principaux : le burn-up, et la puissance volumique (ou durée d'irradiation, les deux sont équivalents).

Le burn-up influence très fortement la puissance résiduelle d'un assemblage, car il détermine la quantité de produits de fission et d'actinides mineurs qui sont présents en fin d'irradiation. En effet, les concentrations des différents isotopes n'ont pas forcément le temps d'atteindre l'équilibre au cours de l'irradiation, même si le cycle étudié est le cycle d'équilibre (voir Figure 45). Pour les isotopes dont la montée à l'équilibre est longue (durée caractéristique supérieure ou de l'ordre de la durée d'irradiation), la quantité de matière en fin d'irradiation est donc quasi-proportionnelle au burn-up. Par contre, pour les isotopes dont la montée à l'équilibre est beaucoup plus rapide, l'influence du burn-up est négligeable. De nombreux isotopes se trouvant dans la première catégorie, le burn-up est donc déterminant.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

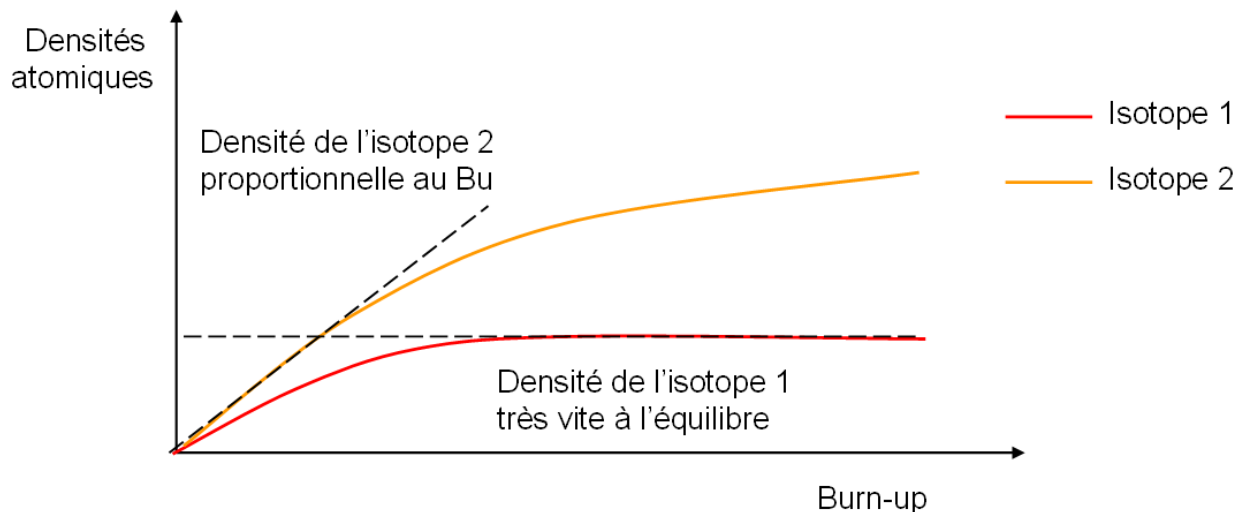


Figure 45 : Schéma de principe de l'influence du burn-up sur la quantité d'un isotope en irradiation à puissance volumique fixée

La puissance volumique permet quant à elle de fixer le niveau de flux (pour un certain burn-up), et donc de modifier les vitesses d'évolution des différents isotopes ainsi que leurs concentrations à l'équilibre. Son influence est donc également déterminante.

Ces deux informations sont donc indispensables pour évaluer correctement la loi de décroissance de la puissance résiduelle. On va donc chercher à établir une loi de puissance résiduelle du GFR, en fonction du burn-up et de la puissance volumique du combustible. Le très grand nombre d'isotopes intervenant dans ce problème rendant toute solution analytique irréalisable, on cherche à établir ce modèle à l'aide d'un méta-modèle issu de calculs réalisés avec le logiciel *CESAR V5*.

CESAR est un code qui permet d'étudier les bilans matières et les puissances thermiques, alpha, beta et gamma émises par des combustibles usés sur des durées post-irradiation allant de 90 jours aux échelles de temps géologiques. Développé par le CEA, il est notamment utilisé à l'usine de La Hague.

Cependant, au moment du développement de FARM, un seul jeu de données *CESAR* RNR-G était disponible, celui du cœur de référence SiC. Le modèle de puissance résiduelle a donc été construit sur ce seul jeu de données, même si des variations significatives sont à attendre notamment entre les cœurs SiC et les cœurs Vanadium, car les spectres neutroniques associés sont différents (les cœurs Vanadium ont un spectre un peu plus dur que les cœurs SiC). Toutefois il ne s'agit ici que d'effectuer une prise en compte des principaux paramètres influant sur le refroidissement. On peut en effet supposer que l'influence de la puissance volumique nominale et du burn-up sur la durée de refroidissement d'un assemblage, vont se comporter de façon similaire pour un cœur gainé en SiC et un cœur Vanadium. Ce modèle n'a pas vocation à être exact mais à comparer les cœurs entre eux du point de vue du refroidissement de leur combustible.

Tout d'abord, pour réaliser cette étude on se place dans un cadre de multi-recyclage homogène des actinides mineurs. C'est-à-dire que chaque assemblage est initialement chargé en actinides mineurs aux teneurs atteintes à l'équilibre, le cœur produit donc autant de déchets qu'il en détruit. Cette hypothèse rend alors cette étude très conservative.

On fait de plus les hypothèses suivantes :

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

- On néglige l'influence des arrêts de tranche durant le cycle. Cette influence devrait à priori être faible, et surtout favorable car elle conduirait à diminuer (par décroissance radioactive) la quantité de produits de fission présents dans le combustible au déchargement.
- On néglige également la variation du vecteur Pu d'équilibre suivant les cœurs. Cette dernière hypothèse a pu être vérifiée via une petite étude de sensibilité.

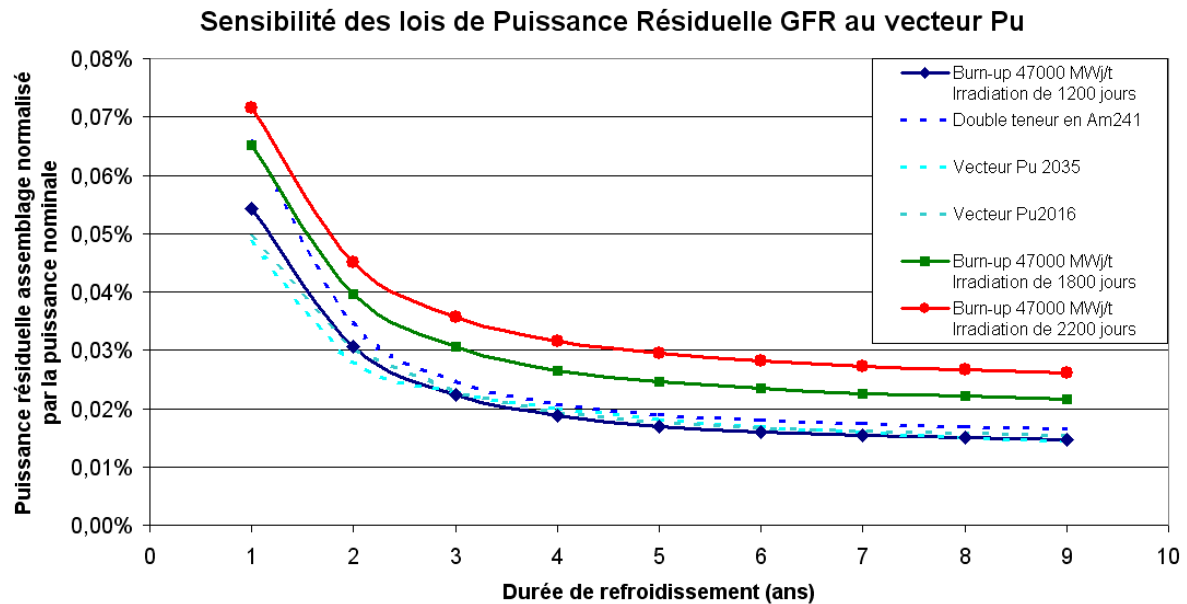
Sur la Figure 46 sont tracées les lois de puissance résiduelle de 5 irradiations atteignant toutes le même burn-up de 47 000 MWj/t, réalisées à partir de calculs CESAR. Une première famille de 4 irradiations, en bleu, ont toutes été irradiées en 1200 jours, mais avec différentes compositions isotopiques (teneur en Am241 doublée, passage du vecteur Pu d'équilibre, au vecteur Pu 2035, et 2016 (la définition de ces vecteurs Pu est donnée en annexe 10.2)). On constate alors que les lois de puissance résiduelle sont très similaires. A partir de deux ans, l'écart maximum ne dépasse pas 15%. Les variations du vecteur Pu envisagées dans FARM étant en pratique moins importantes que celles entre le vecteur Pu 2035 et le 2016 (voir chapitre 4), on peut alors estimer que négliger cet impact ne devrait pas induire des écarts de plus 10%.

Toutefois, on remarque que le fait de doubler la quantité d'Am241 peut induire des écarts importants sur la puissance résiduelle durant les deux premières années de refroidissement. Comme dans ce modèle simplifié du temps de refroidissement, on ne prend pas en compte les variations de composition atomique du cœur, (et donc de teneur en Am241), ce dernier ne pourra être fiable que pour des durées de refroidissement de 2 ans minimum. Cet effet peut s'expliquer par la décroissance du Cm242. En effet, cet isotope qui est formé par la décroissance de l'Am242, lui-même produit par capture de l'Am241, a une demi-vie de 163 jours, et va donc décroître principalement au cours des deux années ($4.5 \cdot T_{1/2}$) qui vont suivre l'arrêt du réacteur. C'est pourquoi la teneur en Am241 va fortement influencer la puissance résiduelle durant les deux premières années de refroidissement. Cet effet s'atténue ensuite.

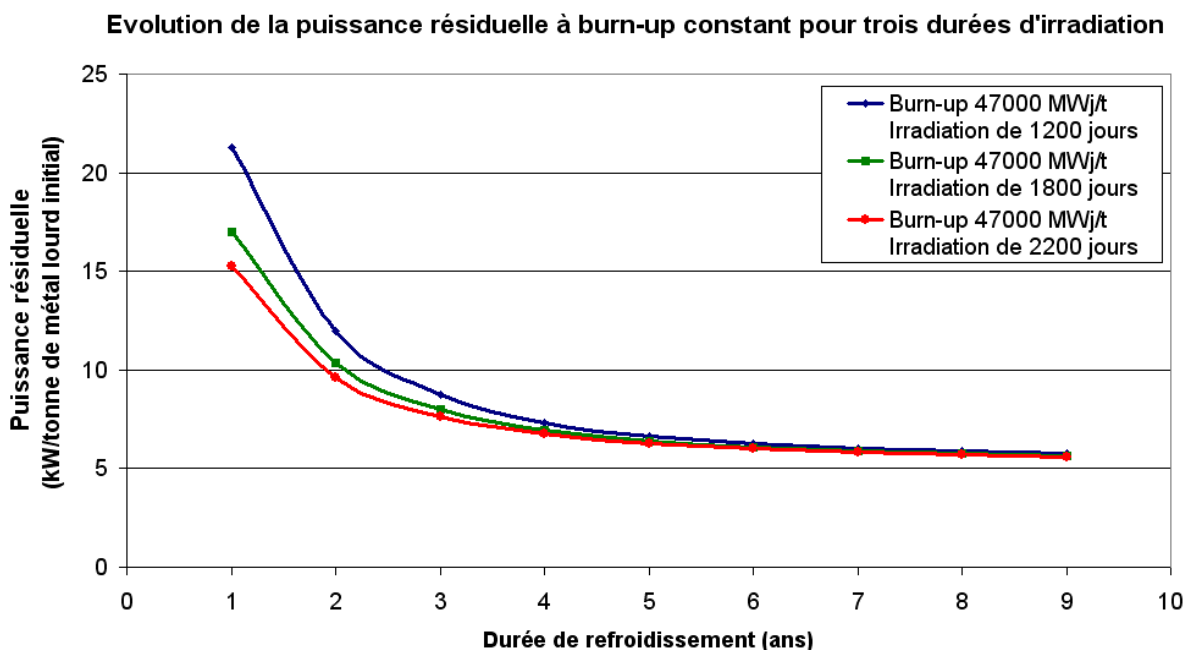
De plus, pour des raisons de manutention et gestion des flux de matières, il est aussi vraisemblable que la durée de refroidissement ne devienne jamais inférieure à 2 ans. On impose donc une durée de temps de refroidissement minimale de 2 ans.

Par ailleurs, on trace également deux autres lois de puissance résiduelle issues d'irradiations au même burn-up, mais avec des durées d'irradiation (et donc des puissances volumiques) très différentes, 1800 et 2200 jours. On constate alors que les lois sont différentes des précédentes, ce qui confirme l'influence au premier ordre de la puissance volumique. En effet, plus la puissance volumique nominale est faible (donc plus la durée d'irradiation est élevée, à burn-up constant), plus la puissance résiduelle normalisée par la puissance nominale est élevée. Pour interpréter cette tendance, on trace sur la Figure 47 les valeurs des puissances résiduelles par tonne de combustible, mais sans les normaliser par la puissance nominale, pour les trois configurations.

Chapitre II Conception d'un cœur FARM



On observe alors que durant les premières années, les puissances résiduelles sont différentes, les puissances volumiques nominales les plus faibles (donc les durées d'irradiation les plus longues) correspondant aux plus faibles puissances. Ceci peut alors s'expliquer par le fait que, à même burn-up, la quantité de produits de fission et de noyaux lourds produite est à peu près la même, mais plus la durée d'irradiation est longue, plus les produits de fission et autres noyaux à vie courte (notamment le Rh106 (30s) formé par décroissance du Ru106 (374 jours), Pr144 (17 min) issu de la décroissance du Ce144 (285 jours) et Cm242 (160 jours)) ont le temps de décroître au cours de l'irradiation. Il est donc tout à fait normal que la puissance résiduelle par tonne de combustible, des irradiations les plus longues soient inférieures à celles des irradiations les plus courtes.



Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Puis, après environ 5 ans de refroidissement, on constate que toutes les puissances convergent vers la même valeur. Ceci s'explique par le fait que ce sont les noyaux à vie longue qui dominent la puissance résiduelle aux temps longs (principalement le Pu238 (87 ans), le Pu240 (6564 ans), Cm244 (18 ans) et l'Am241 (430 ans)), et à burn-up fixé leur quantité est pratiquement constante (et indépendante des durées d'irradiation). Il est donc normal que les valeurs de puissance résiduelles convergent toutes vers la même valeur.

Mais comme expliqué précédemment, la grandeur sur laquelle porte le critère de durée de refroidissement n'est pas la puissance résiduelle par tonne de combustible, mais la puissance normalisée par la puissance nominale. Ainsi, sur la Figure 46, les lois de puissance résiduelle normalisées ne convergent pas vers les mêmes valeurs, car leurs puissances nominales sont différentes. En effet, à burn-up constant, plus la durée d'irradiation est courte, plus la puissance nominale est élevée, et donc pour les mêmes puissances résiduelles par tonne de combustible, une durée d'irradiation plus courte conduit à une puissance normalisée plus faible. Cet effet est prépondérant pour des grandes durées de refroidissement, mais également durant les premières années. En effet, malgré le fait que la puissance par unité de combustible est plus importante aux fortes puissances volumiques (car les noyaux à vie courte n'ont pas eu le temps de décroître au cours de l'irradiation), une fois normalisée par la puissance volumique nominale, les fortes puissances volumiques ont une puissance normalisée plus faible, comme on peut le voir sur la Figure 46.

- On néglige également l'impact des variations de spectre neutronique entre les différents cœurs. En effet, on ne dispose que d'un seul jeu de données *CESAR* pour le cœur RNR-G, dont les fractions volumiques, et donc le spectre neutronique, ne peuvent pas être modifiés. Tous les calculs sont donc réalisés avec le spectre du cœur de référence à l'équilibre. Cette simplification est problématique car, le spectre variant d'un cœur à l'autre, l'estimateur obtenu est alors moins discriminant. Cependant, cet effet est probablement du second ordre, car la variation du spectre devrait conduire à des écarts sur les densités atomiques inférieurs à la variation du vecteur Pu 2016 au vecteur Pu 2035 (qui sont très différents), dont on a vu ci-dessus qu'ils étaient peu influents sur la courbe de puissance résiduelle. Dans tous les cas, cet impact n'a pas pu être étudié et vérifié.

Sous ces hypothèses, on peut alors à partir d'un plan d'expériences de Burn-up et de puissances volumiques, lancer un grand nombre de calculs *CESAR* afin d'interpoler les lois de puissance résiduelle. Puis, pour chaque calcul, à l'aide d'un post-traitement de calculs *CESAR* on obtient alors les valeurs de puissance thermique assemblage, pour chaque année de refroidissement entre 2 et 8 ans (voir Figure 48). Une fois ces courbes obtenues, on les interpole par une loi de la forme suivante (à l'aide d'un script python)¹⁸ :

¹⁸ Ce type de loi est en effet classique dans la modélisation des puissances résiduelles [TOB79]. Le terme t_0 a néanmoins été rajouté par rapport aux modèles usuels pour améliorer la qualité d'interpolation. Cette dernière est réalisée à l'aide d'une dichotomie pour le paramètre t_0 , tandis que le a est déterminé par une méthode des moindres carrés. Le b est lui imposé analytiquement pour conserver exactement la baisse de puissance entre la deuxième année et la cinquième année de refroidissement.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

$$P_{residuelle}(t)/P_{nom} = a(t-t_0)^{-b}$$

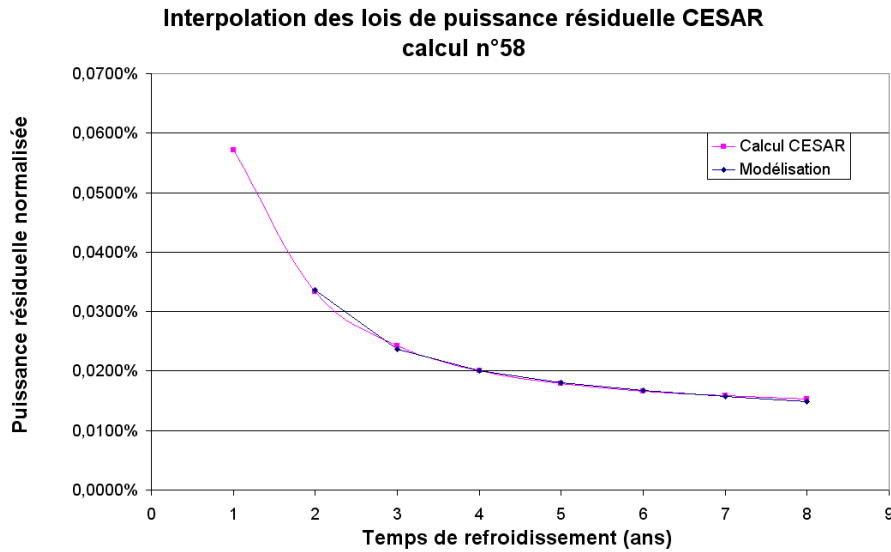


Figure 48 : Modélisation de la loi de puissance résiduelle

On montre que cette équation est relativement adaptée pour approcher ce type de courbe, car l'erreur quadratique maximale obtenue ne dépasse jamais plus de 2.2%.

Les trois paramètres de cette modélisation, t_0 , a et b , vont ensuite être eux-mêmes interpolés, en fonction du burn-up et de la puissance volumique.

Afin de construire le méta-modèle permettant de calculer le temps de refroidissement, on utilise la méthode présentée au 1.4 avec le logiciel *SMURFER*. Le domaine d'étude qui a été considéré ici, sur les deux paramètres de l'étude qui sont le burn-up et la puissance volumique est donné dans le Tableau 4. Ce domaine permet de couvrir tous les cœurs envisagés dans FARM.

	Valeur minimale	Valeur maximale
Burn-up (at%)	4.5	13
Puissance volumique combustible (MW/m³)	100	750

Tableau 4 : Domaine de burn-up et puissance volumique étudié pour le calcul du temps de refroidissement

On effectue dans un premier temps 70 calculs, répartis dans un plan d'expérience optimisé représenté sur la Figure 49.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

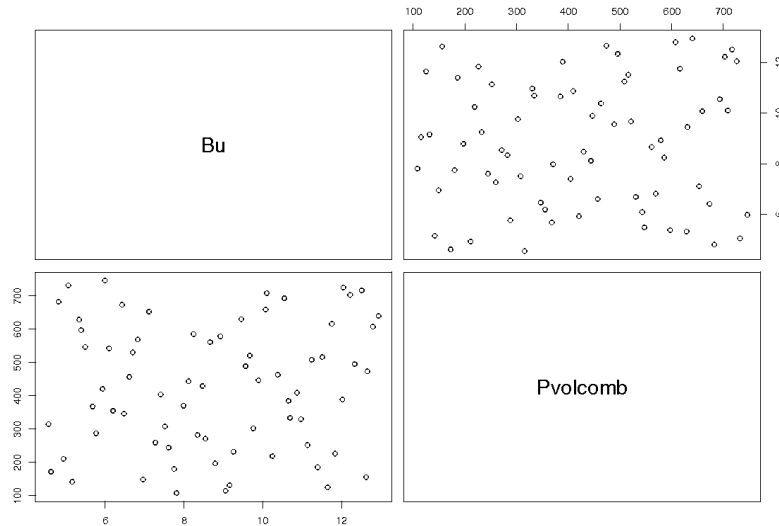


Figure 49 : Plan d'expérience des calculs CESAR à 70 points

La sortie de chaque calcul est ensuite interpolée avec la loi présentée précédemment, avec une erreur quadratique moyenne de 1.3% et de 2.2% maximum. Les paramètres a , b et t_0 , du modèle sont quant à eux interpolés à leur tour. Cette seconde étape d'interpolation est indispensable, car par exemple sur le domaine étudié, le paramètre a varie de $1.5 \cdot 10^{-4}$ à $7.0 \cdot 10^{-4}$ et le paramètre b de plus du simple au double, entre 0.13 et 0.4.

Pour les paramètres b et t_0 , les interpolations sont réalisées à l'aide de polynômes de degré 2 (à deux dimensions), et permettent d'obtenir de très bons résultats avec des pouvoirs de prédictions supérieurs à **99.5%**.

Toutefois, la forte non-linéarité du paramètre a , nécessite alors une interpolation par un polynôme de degré 3. Il est par ailleurs nécessaire d'augmenter le nombre de points de calcul, qui a été augmenté à 140 dans cette étude. Le plan d'expérience est alors conçu à partir du plan d'expérience précédent auquel 70 autres points ont été rajoutés. Avec cette dernière interpolation, un pouvoir de prédiction de **98.7%** est atteint, ce qui étant données les autres hypothèses du modèle est considéré être acceptable.

Ainsi, avec cette modélisation on peut en déduire directement le temps de refroidissement du combustible avec l'équation suivante :

$$T_{ref} = t_0 + \left(\frac{a}{PP_{recycl}} \right)^{1/b}$$

Où t_0 , a et b sont des coefficients du modèles, interpolés à partir des calculs *CESAR* et PP_{recycl} est le pourcentage de la puissance à partir duquel on peut recycler le combustible.

2.2.6.3 Résultats

Une fois le modèle mis en place, comme annoncé au 2.2.6.1, la valeur du critère va désormais être recalée afin d'obtenir des durées de refroidissement cohérentes avec les études actuelles. C'est pourquoi on présente dans le Tableau 5, une sensibilité des temps de refroidissement de trois cœurs aux valeurs du critère.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Critère de considéré	0.015%	0.02%	0.025%	0.03%
Cœur de référence (ans)	10.2	4.2	2.7	2.1
Marguerite (ancienne version) (ans)	12.8	5.2	3.1	2.3
Mc Gyver (ancienne version) (ans)	9.7	4.2	2.7	2.2

Tableau 5 : Sensibilité des durées de refroidissement au critère de puissance résiduelle cœur

Il en ressort clairement que pour conserver des durées de refroidissement de l'ordre de 5 ans, il faut considérer un critère proche de **0.02%**. Ce qui est relativement cohérent avec les ordres de grandeurs de 0.05% et 0.1% issus des valeurs de Phénix et Superphénix. Comme les recommandations actuelles de 5 ans de durée de refroidissement ne concernaient pas un réacteur en particulier, et que le cœur Marguerite se situe proche de cette valeur avec le critère de **0.02%**, on considérera dans la suite cette valeur.

La variation du temps de refroidissement, en utilisant ce critère, est présentée sur la Figure 50. On peut donc y observer qu'augmenter le burn-up à puissance volumique constante fait alors augmenter le temps de refroidissement, ce qui s'explique par le fait que la quantité de produits de fission et de déchets est alors augmentée. Par ailleurs, le temps de refroidissement décroît fortement lorsque l'on augmente la puissance volumique (à burn-up constant), ce qui s'explique alors par un meilleur taux de *transmutation* ; en effet, augmenter la puissance volumique combustible revient à augmenter le flux neutronique et donc à mieux transmuter les déchets, ceci permet alors un gain non négligeable sur le temps de refroidissement.

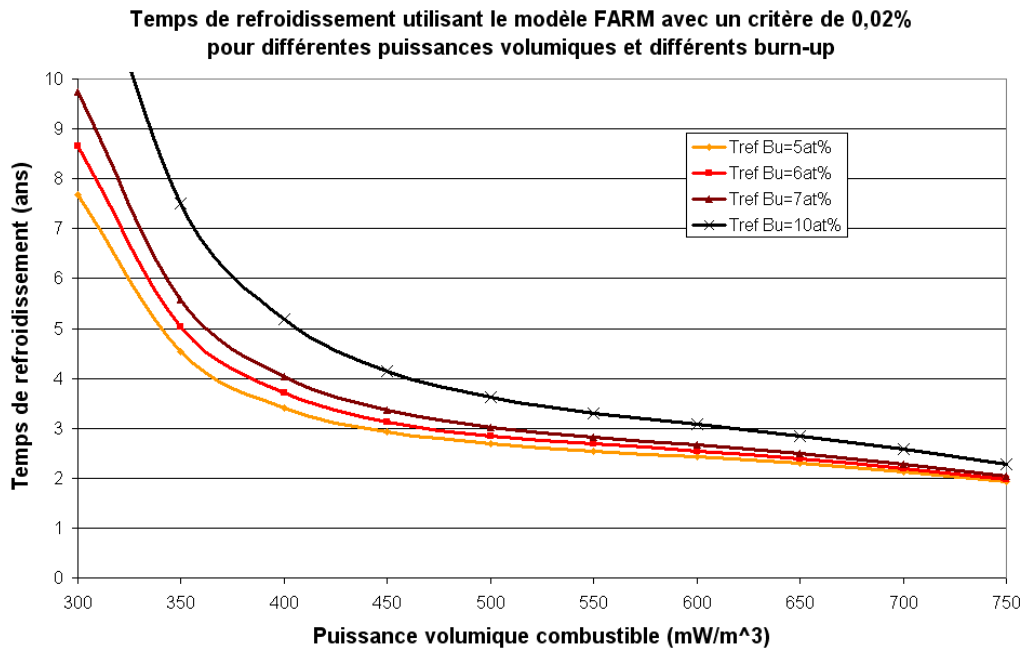


Figure 50 : Variation du temps de refroidissement avec le modèle de la puissance totale cœur, pour différentes puissances volumiques et différents burn-up

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

L'utilisation de ce modèle conduit à réduire la durée du temps de refroidissement du cœur de référence de 0.8 ans, ce qui a un impact très significatif sur son inventaire Pu, car se dernier passe de 32.0 t/GWe à 29.2 t/GWe, alors que les autres performances restent quasiment identiques. Ce gain provient de deux aspects ; tout d'abord la réduction de la quantité de plutonium immobilisée par le refroidissement, cette réduction du temps de refroidissement de 5 ans à 4.2 ans, permet d'économiser 2.4 t/GWe (29.6 t/GWe). Mais également d'un gain sur la neutronique du cœur. En effet, diminuer la durée de refroidissement permet également de limiter la décroissance du Pu241 en Am241 et conduit donc à un vecteur Pu à l'équilibre plus favorable. Cet effet permet alors, en diminuant le volume du cœur, d'économiser 0.4 t/GWe supplémentaires sur le cœur de référence, et donc d'atteindre l'inventaire de 29.2 t/GWe.

Cet exemple illustre très bien l'importance du temps de refroidissement sur l'inventaire Pu, et les gains qui pourraient être obtenus en le réduisant. Par contre, il est intéressant de remarquer que la modification de ce temps de refroidissement n'a pratiquement aucun impact sur la masse de plutonium retraitée par unité de temps MRPu, car ce dernier ne dépend que du burn-up, du rendement et de l'enrichissement. La variation du vecteur Pu induit alors une très légère modification de l'enrichissement isogénérateur, mais qui n'est pas significative, et comme le MRPu ne dépend pas du volume du cœur et n'est donc pas concerné par le gain neutronique induit par l'Am241.

Ainsi, en résumé de ce sous-chapitre, on considère dans tout le reste de cette étude (sauf mention contraire, notamment pour les cœurs SiC joint He (voir 6.1)), une durée de refroidissement du combustible égale à la durée nécessaire pour que la puissance résiduelle du cœur atteigne 0.02% de sa puissance nominale, avec un minimum de 2 ans (temps minimum pour la manutention et le transport et validité de l'interpolation). Cette durée est évaluée sur la base d'interpolations correspondant à des calculs CESAR, avec un jeu de données correspondant au cœur de référence SiC en situation de multi-recyclage homogène à l'équilibre. On rajoute ensuite à cette durée de refroidissement, deux années pour recycler et fabriquer le nouveau combustible avant sa réintroduction en réacteur.

2.3 Algorithme de convergence cœur

Jusqu'à présent, dans ce chapitre, différents modèles physiques ont été détaillés, de façon à pouvoir calculer toutes les grandeurs nécessaires au dimensionnement d'un cœur. Parmi tous ces différents modèles, les deux principaux, les modèles neutronique et combustible, ne sont pas des modèles explicites.

En effet, lorsque l'on regarde dans le détail le modèle combustible sans interaction mécanique pastille/gaine (voir chapitre 3), il nécessite une valeur initiale de jeu pastille/gaine, ainsi que de volume de gaz de fission relâchés, pour pouvoir estimer les nouvelles valeurs de volume de gaz de fission relâchés, ainsi que le jeu pastille/gaine permettant d'atteindre le *burn-up* voulu sans interaction mécanique pastille/gaine. Il est donc nécessaire d'utiliser un algorithme de convergence pour trouver les valeurs de $j_{\text{pastille/gaine}}$ et V_{gaz} solutions du système. On retrouve de plus le même problème pour tous les profils de températures. Le modèle incluant l'interaction mécanique entre la pastille et la gaine est encore plus implicite, puisqu'en plus des deux variables implicites précédentes, il nécessite également une convergence sur les burn-up de début d'interaction mécanique de chaque maille, ainsi que les taux de *fluage* avant *IMPG*.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

De même, le modèle neutronique n'est pas réellement explicite. Puisqu'il prend en données d'entrée les fractions volumiques du cœur, lesquelles dépendent du volume du cœur, pour en déduire le volume du cœur (voir chapitre 4). De plus, le modèle de calcul du vecteur P_u d'équilibre nécessite également le niveau de flux moyen dans le cœur, lequel dépend, bien évidemment du volume du cœur, mais également de la section macroscopique de fission du cœur, qui fait appel à la composition du cœur, donc au vecteur P_u , et par conséquent au niveau de flux lui-même.

Ainsi, en considérant pour simplifier le cas sans interaction mécanique (le cas avec se traite de la même façon), il existe au total 4 bouclages, non-explicites pour des paramètres de conception de cœur donnés ; deux grandeurs neutroniques, le volume du cœur V , et le niveau de flux Φ , et deux grandeurs combustible, $j_{\text{pastille/gaine}}$ et V_{gaz} , plus l'ensemble des profils de température du combustible (voir Figure 51, dans les schémas à venir, les profils de température ne sont pas représentés pour simplifier les figures).

Il a donc été nécessaire d'introduire un algorithme pour rechercher les valeurs de ces 4 paramètres, que l'on appellera dans la suite le vecteur de convergence. Trois algorithmes ont été testés dans FARM, un algorithme du point fixe (voir 2.3.1), un simplex (2.3.2), et un mélange entre un algorithme de Newton et le point fixe (2.3.3). Ils vont être présentés ci-dessous. Il s'agit là aussi d'un problème d'optimisation, mais monocritère cette fois, où l'on cherche à minimiser l'écart entre le vecteur d'entrée et de sortie d'un calcul cœur.

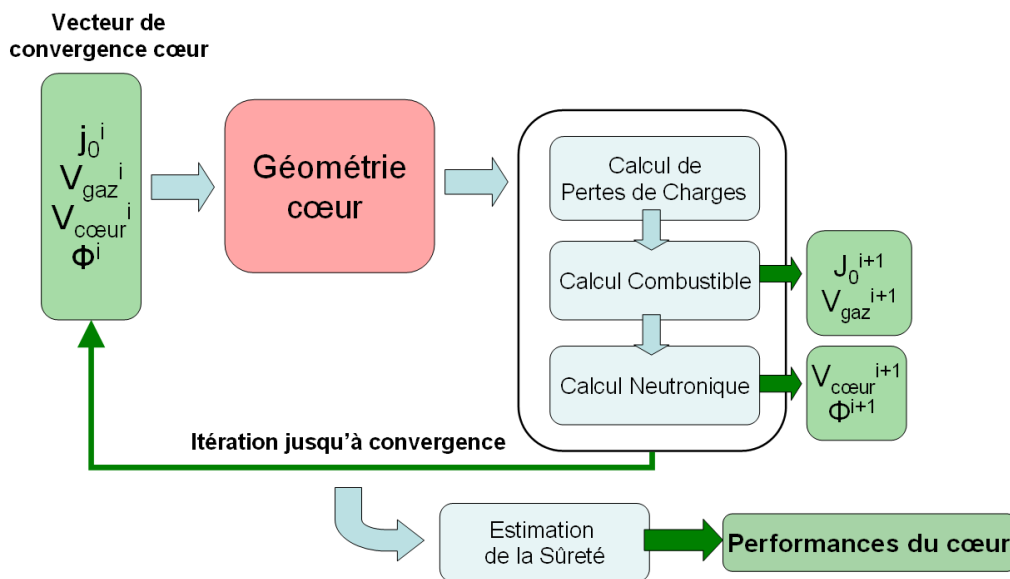


Figure 51 : Schéma de convergence du calcul cœur FARM

Pour finir, une dernière partie s'intéressera aux contraintes qu'impose cette convergence sur les tests de vérification que les cœurs étudiés sont bien dans le domaine de validité des modèles (voir 2.3.4).

2.3.1 Algorithme du point fixe

L'algorithme du point fixe (ou également appelé Point fixe de Banach ou d'Emile Picard), est l'algorithme le plus simple possible. A partir de valeurs initiales du vecteur de

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

convergence, pour lesquelles on prend les valeurs du cœur de référence, on utilise à chaque fois les résultats du calcul précédent comme données du nouveau calcul, et ce jusqu'à convergence (voir Figure 52). Le même procédé est utilisé pour les profils de température.

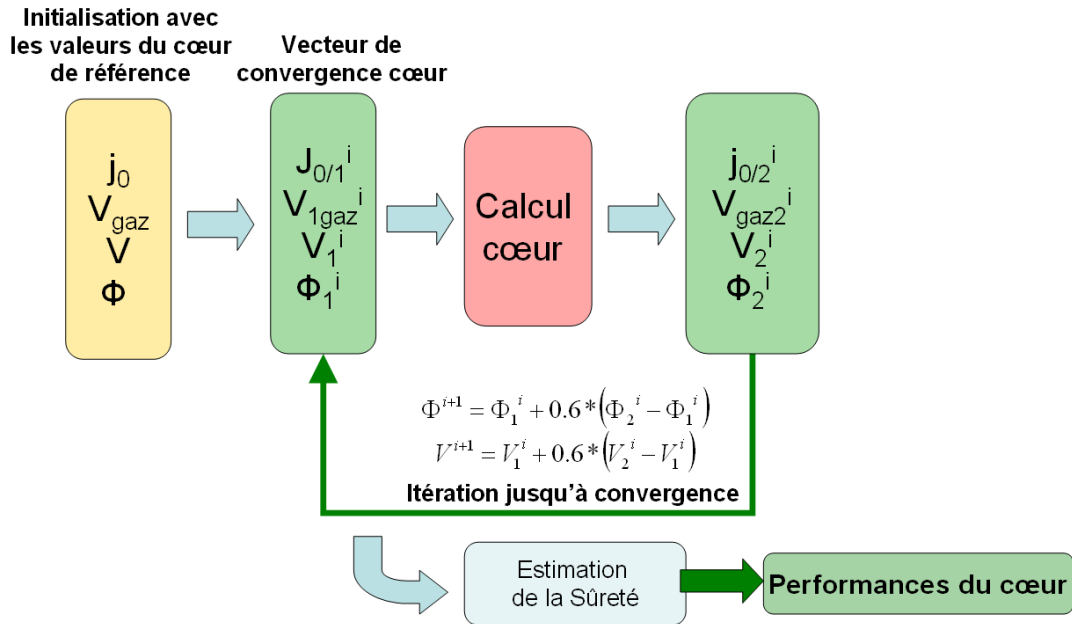


Figure 52 : Schéma de convergence avec un point fixe

Cet algorithme qui a pour principal avantage d'être extrêmement simple à mettre en œuvre, a été testé. Cependant, dans de très nombreux cas de réacteurs, suivant les valeurs initiales prises en compte, il pouvait soit diverger, soit converger. De plus, la vitesse de convergence s'est révélée assez mauvaise, réclamant souvent de l'ordre d'une dizaine d'itérations (jusqu'à 20 ou 30) dans certains cas, pour atteindre des convergences de 2.5%.

On définit la convergence du vecteur à partir de l'erreur quadratique moyenne entre le vecteur utilisé pour le calcul, et le vecteur résultant. Soit (en notant 1, les paramètres servant au calcul cœur, et 2 les valeurs issues du calcul) :

$$convergence = \sqrt{\left(\frac{V_1 - V_2}{V_1}\right)^2 + \left(\frac{V_{gaz}^1 - V_{gaz}^2}{V_{gaz}^1 V}\right)^2 + \left(\frac{j_{pastille/gaine}^1 - j_{pastille/gaine}^2}{j_{pastille/gaine}^1}\right)^2 + \left(\frac{\Phi_1 - \Phi_2}{\Phi_1}\right)^2}$$

Les profils de températures ne sont pas pris en compte dans cette définition du critère de convergence parce qu'ils convergent extrêmement rapidement, et lorsque la convergence est atteinte sur les quatre variables principales prises en compte ci-dessus, elle est toujours atteinte sur les profils de température.

Afin d'améliorer les problèmes de divergence de l'algorithme, on a utilisé une parade classique, qui consiste à introduire un paramètre *param* dans l'algorithme, compris entre 0 et 1 et à considérer comme nouveau point non pas le vecteur issu du calcul précédent, mais une pondération, entre le vecteur initial, et le vecteur issu du calcul, de la façon suivante, où V' est la valeur de volume prise en compte pour le calcul suivant.

$$V' = V_1 + param(V_2 - V_1)$$

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Ainsi, plus le paramètre est faible, moins l'algorithme aura de chance de diverger (s'il existe une solution), mais plus la convergence sera longue, car l'évolution se fera lentement. Ceci est également appliqué aux profils de température. Un compromis intéressant qui permet d'obtenir des performances acceptables de convergence et de temps de calcul est une valeur du paramètre de 0.6.

Cependant, en plus du long temps de calcul généré (plusieurs secondes pour calculer un cœur), cet algorithme présente pour principal inconvénient de ne pas permettre une très large exploration de cœurs ce qui est extrêmement dommageable à l'objectif de FARM. Il a donc été nécessaire d'étudier d'autres algorithmes.

2.3.2 Algorithme de Nelder-Mead

Le principe de L'algorithme de Nelder-Mead [NEL64], part du fait, que pour une fonction à n dimensions, dont on ne connaît pas la dérivée (ce qui est le cas ici), le calcul du gradient nécessite au moins $n+1$ appels à la fonction. Ainsi, au lieu de passer autant de temps de calcul à estimer une dérivée locale, le principe est d'utiliser des simplex. Des simplex, sont des ensembles de $n+1$ points répartis dans toutes les directions et non dégénérés, (c'est-à-dire que les vecteurs de coordonnées de chaque point sont linéairement indépendants). Ensuite, à l'aide d'opérations géométriques (réflexion, expansion, contraction interne, contraction externe) (voir Figure 53), ce simplex va évoluer en améliorant systématiquement son plus mauvais point. Ceci permet alors que la population de points converge vers l'optimum tout en explorant toutes les directions.

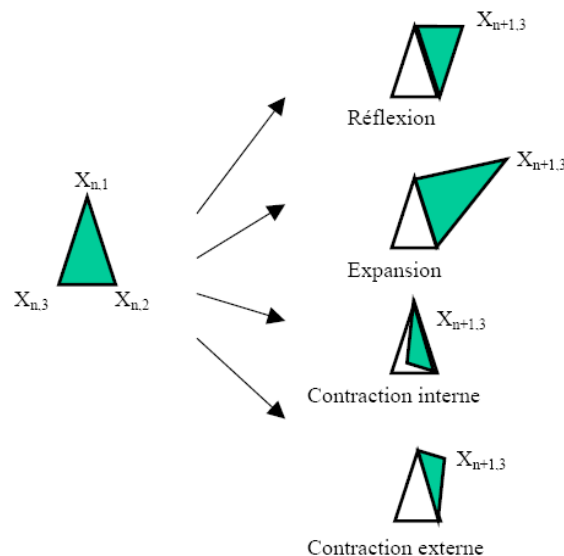


Figure 53 : Schéma de principe de l'algorithme de Nelder-Mead en 2 dimensions

Il s'agit d'un algorithme extrêmement classique dans la résolution de problèmes d'optimisation monocritères multidimensionnels qui, s'il nécessite très peu de calculs par itération, demande en revanche souvent un grand nombre d'itérations. Il a de plus l'avantage non-négligeable de ne pas nécessiter un point d'initialisation (l'initialisation du simplex est aléatoire), ce qui est un avantage certain pour l'exploration de cœurs différents du cœur de référence. Il a donc été testé pour la résolution du vecteur de convergence dans FARM.

Malheureusement, cet algorithme ne s'est pas révélé très performant dans le cas de FARM. Premièrement, ce type d'algorithme pose tout d'abord un problème pour la

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

convergence des profils de température (ou de *fluence* dans le cas de l'utilisation du modèle mécanique). Dans le cas d'un point fixe, les profils de température du pas de calcul précédent pouvaient être utilisés pour estimer le comportement du combustible en première approximation, et finalement converger avec les autres grandeurs vers le profil de température final (voir Figure 54). Dans le cas d'un simplex, comme il n'est pas envisageable d'intégrer la convergence de chaque température dans l'algorithme (on obtiendrait alors des simplex à environ 60 dimensions dont la convergence serait démesurément longue), il est alors nécessaire, de faire converger les profils de température pour chaque calcul unitaire de l'algorithme. Un calcul cœur représente alors en réalité plusieurs calculs (voir Figure 55) Ceci augmente d'un facteur 2 minimum le temps de calcul d'un point du simplex par rapport à une itération simple du point fixe.

De plus, la vitesse de convergence de cet algorithme s'est révélée moins bonne que celle du point fixe. En effet, 20 à 30 itérations étaient souvent nécessaires pour converger (sachant que chaque itération nécessitait deux fois plus de temps qu'une itération de point fixe). De plus, si sa capacité à faire converger des cœurs qui n'étaient pas obtenus par le point fixe avec certaines conditions d'initialisation, a été vérifiée, elle s'est révélée assez aléatoire. Ce fait, relativement normal pour un algorithme aléatoire, n'était cependant pas acceptable, puisque pour des mêmes paramètres de conception cœur, l'algorithme convergait certaines fois, et divergeait d'autres fois. Si dans l'absolu, ce fait n'est pas si gênant au cours d'une optimisation par algorithme génétique (très tolérante aux mutations génétiques aléatoires d'un de ses individus), ceci est assez réhibitoire, pour tout ce qui concerne l'utilisation courante, « manuelle » de FARM.

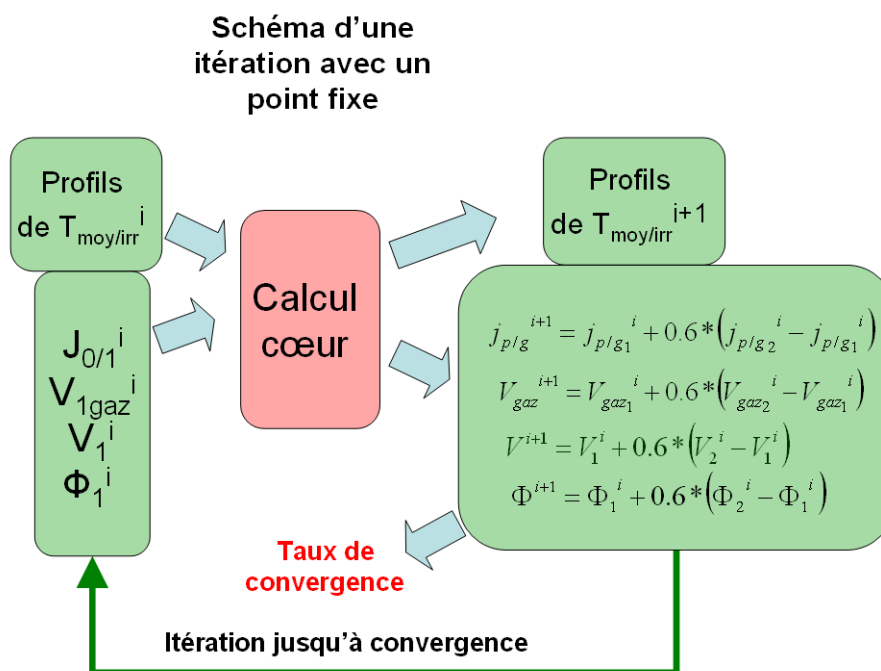


Figure 54 : Schéma d'une itération avec l'algorithme du point fixe

Chapitre II Conception d'un cœur FARM

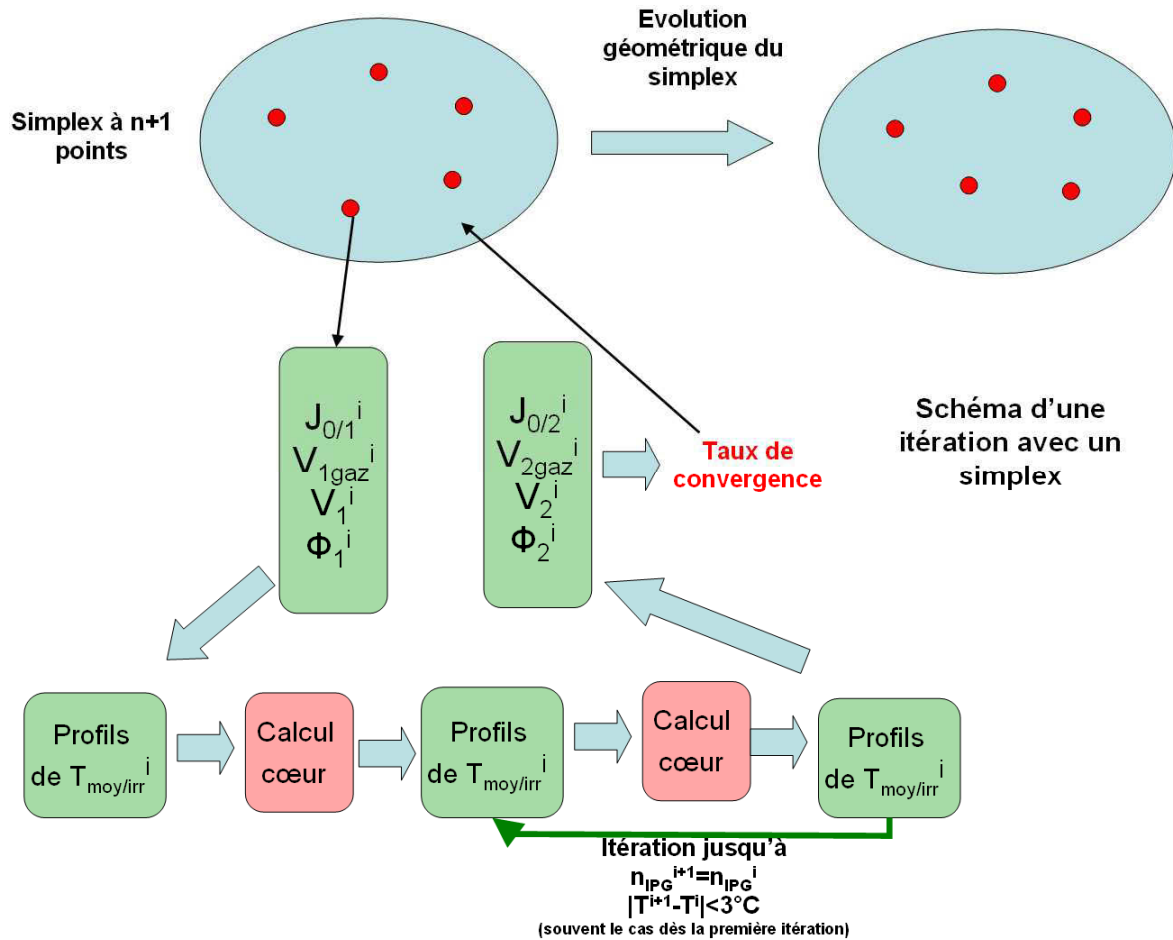


Figure 55 : Schéma d'une itération avec l'algorithme de Nelder-Mead

Ainsi, cet algorithme n'a pas été considéré comme adapté pour l'application à FARM, et une dernière solution a été explorée.

2.3.3 Algorithme de Newton/Point fixe

Le dernier algorithme testé et présenté dans cette note, est un algorithme qui ne correspond pas vraiment aux algorithmes classiques, mais a été adapté pour le problème particulier de FARM.

Son principe part d'une analyse du modèle de cœur. Parmi les 4 paramètres du vecteur de convergence cœur, celui qui a et de loin la plus grande influence est le volume du cœur. Ce paramètre détermine en effet les dimensions du combustible, et a donc un effet majeur sur le comportement combustible. Ses variations jouent également au premier ordre sur le niveau de flux du cœur. C'est donc sur ce paramètre que l'optimisation doit se concentrer, les autres n'intervenant qu'au second ordre. Partant de ce constat, on a effectué un mélange entre l'algorithme du point fixe portant sur l'évolution du volume de gaz de fission, du niveau de flux et du jeu pastille/gaine, et l'algorithme de Newton qui porte exclusivement sur le volume du cœur.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

On espère ainsi ne pas avoir à effectuer le nombre relativement élevé d'appels fonction nécessaires au calcul de la dérivée dans des algorithmes tels que le gradient conjugué ou le gradient à pas optimal [CIA07].

L'algorithme de Newton appliqué sur le volume cherche alors à rendre nul la différence entre le volume initial et le volume issu du calcul, en supposant à chaque pas qu'elle varie de façon linéaire avec le volume (voir Figure 56). Ceci nécessite cependant, le calcul de sa dérivée en fonction du volume. Ainsi, pour chaque itération, deux calculs cœur complets sont effectués, un au volume V_1 et un autre au volume $V_1 + dV$ (où dV est un volume infinitésimal, fixé à $0,02 \text{ m}^3$, par rapport à un volume de cœur de 10 m^3 minimum). Cette augmentation du temps de calcul, a cependant l'avantage de pouvoir tendre beaucoup plus rapidement vers un volume convergé.

Ainsi, à partir d'un vecteur de convergence noté 1, où le calcul cœur donne le vecteur noté 2, et en notant V_3 le volume $V_1 + dV$, et V_4 , le volume issu de ce calcul, on utilisera pour la prochaine itération le vecteur noté « ' » tel que :

$$a_V = \frac{(V_4 - V_3) - (V_2 - V_1)}{dV} \quad b_V = (V_2 - V_1) - a_V V_1$$

$$V' = \frac{-b_V}{a_V}$$

$$V_{gaz}' = V_{gaz}^1 + param(V_{gaz}^2 - V_{gaz}^1)$$

$$j_{pastille/gaine}' = j_{pastille/gaine}^1 + param(j_{pastille/gaine}^2 - j_{pastille/gaine}^1)$$

$$\Phi' = \Phi_1 + param(\Phi_2 - \Phi_1)$$

Les profils de température (ainsi que *fluage* et burn-up à l'IMPG le cas échéant) convergent également avec un algorithme de point fixe et le même paramètre *param*. On utilise toujours 0,6 comme valeur du paramètre *param*. Cet algorithme s'est révélé être assez performant en termes de vitesse de convergence.

Chapitre II Conception d'un cœur FARM

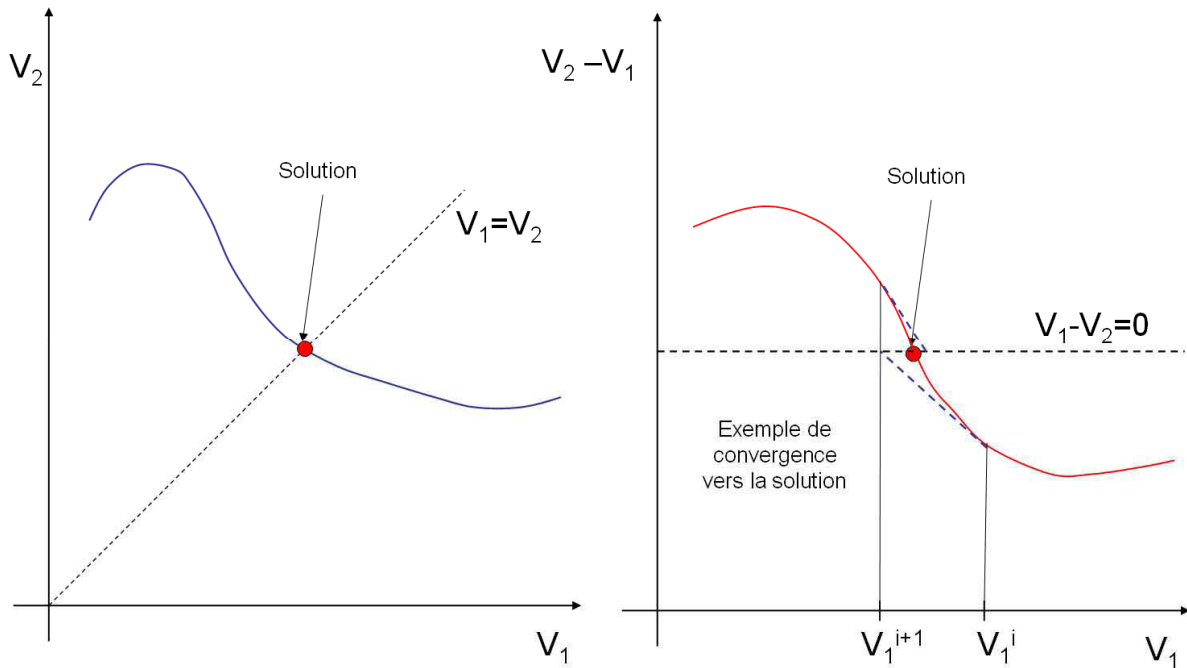


Figure 56 : Schéma de principe d'une itération de l'algorithme de Newton

Cet algorithme nécessite toujours une initialisation, qui est donc effectuée avec les valeurs de référence. Une petite adaptation a néanmoins été nécessaire pour la convergence des profils de températures (et autres grandeurs) ; en effet l'algorithme de Newton nécessite d'effectuer un calcul de cœur complet supplémentaire pour calculer la dérivée, et il est nécessaire que ce calcul se fasse avec exactement les mêmes paramètres (profils de température). Ainsi, une petite méthode de sauvegarde de ces données, de réinitialisation avant chaque calcul cœur, et de mise à jour à chaque pas de l'algorithme a été implémentée (voir Figure 57).

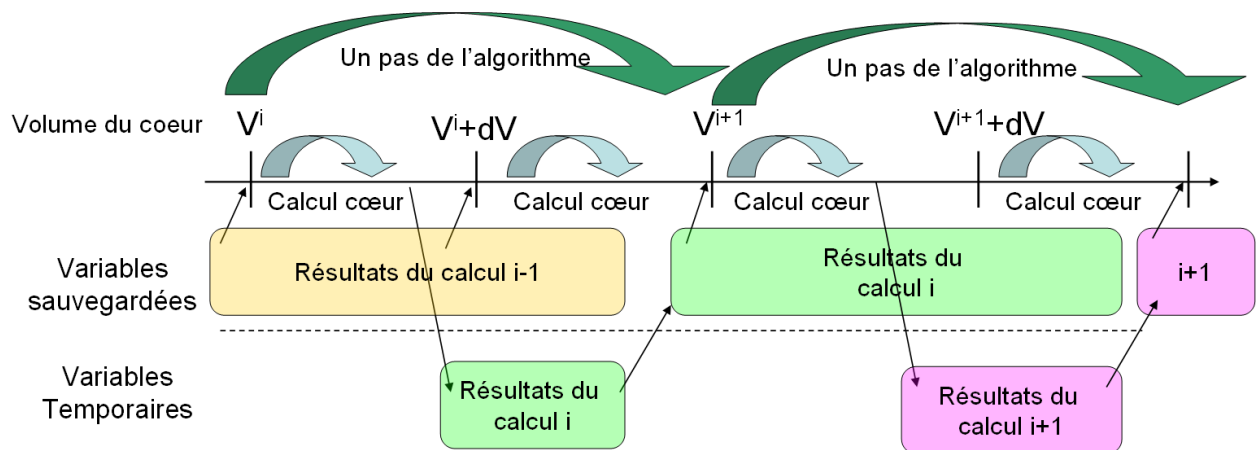


Figure 57 : Schéma de principe de la mise à jour des profils de températures (et autres variables nécessitant convergence non traitées par l'algorithme) dans le cas Newton/Point fixe

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Toutefois, l'algorithme divergeait encore dans de trop nombreux cas. En effet, lorsque l'on est trop loin de l'optimum, dans un système fortement non-linéaire comme c'est le cas ici, il se peut que l'algorithme de Newton diverge.

Un critère supplémentaire a donc été ajouté. On peut repérer que l'algorithme de Newton diverge par le fait qu'il propose une nouvelle valeur de V' qui ne soit pas comprise entre V_2 et V_1 . En effet, si par exemple, un cœur n'est pas critique à 16 m^3 , et que son calcul indique qu'il pourrait l'être à 26 m^3 , il est assez intuitif, et vérifié par l'expérience que la vraie valeur se trouvera entre les deux. En effet, augmenter la taille du cœur conduit alors à augmenter la fraction combustible (l'épaisseur du TH, de la gaine, du jeu inter assemblage ainsi que le nombre de couronnes étant constants, augmenter la taille du cœur tend à diminuer leur fraction volumique au profit du combustible). La fraction volumique de combustible étant supérieure, le volume critique sera donc un peu plus faible. Si alors, l'algorithme de Newton propose une valeur inférieure à 16, ce qui ne va pas dans le sens de la criticité, ou supérieure à 26, on considérera qu'il a divergé. La borne supérieure correspond quant à elle au cas inverse, où V_1 vaut par exemple 30 m^3 et $V_2 = 15 \text{ m}^3$; si le V' proposé est supérieur à 30, il est évident que l'algorithme est en train de diverger. On réinitialisera alors l'algorithme à un volume qui sera la moyenne entre les deux valeurs (voir Figure 58).

$$\text{Si } V' < \min(V_1, V_2) \text{ ou } V' > \max(V_1, V_2)$$

$$\text{alors } V' = 0,5(V_2 + V_1)$$

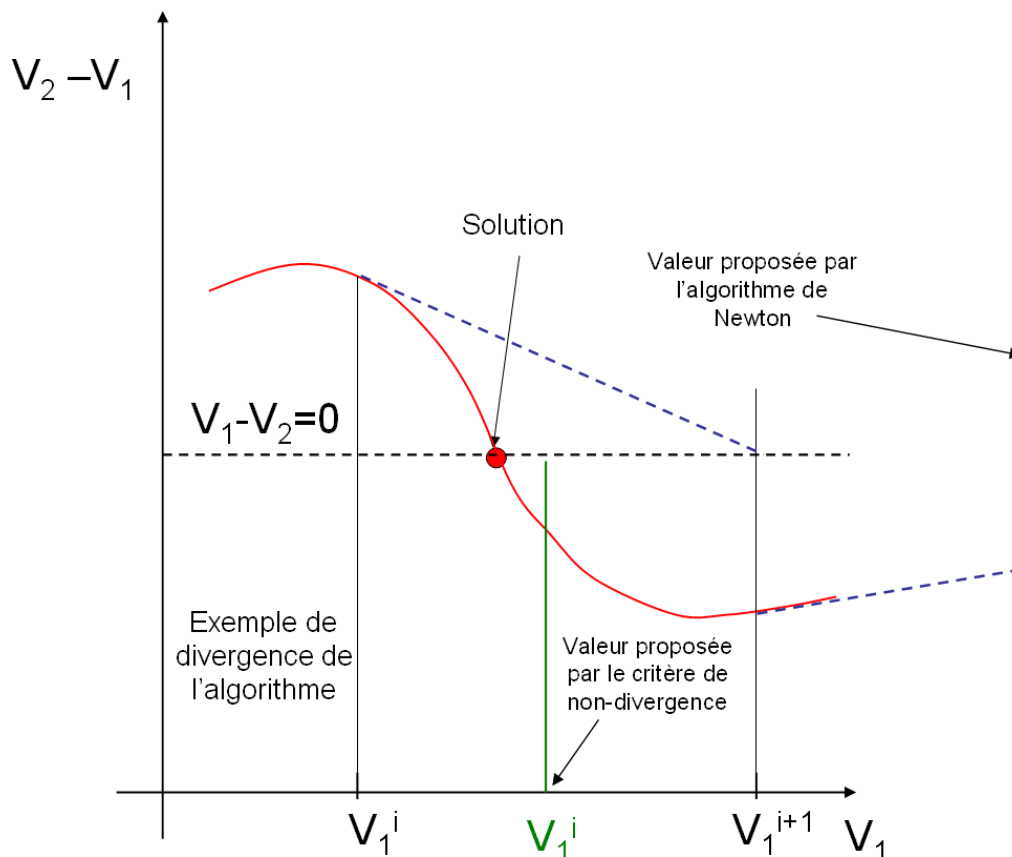


Figure 58 : Schéma de principe d'une divergence de l'algorithme de Newton

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

L'ajout de ce critère a rendu l'algorithme extrêmement stable, de sorte qu'aucun cœur valide n'a été trouvé à l'heure actuelle vers lequel cet algorithme n'aurait pas convergé. Cependant, sa vitesse de convergence est légèrement moins satisfaisante que l'algorithme du point fixe (convergence en une dizaine d'itérations dans la plupart des cas, chaque itération nécessitant deux calculs cœur complets), ce qui fait que le temps de calcul d'un cœur reste de l'ordre de quelques secondes. Par ailleurs, le surcout pour atteindre des convergences de l'ordre de 1% est bien plus faible que pour le point fixe. En effet, lorsqu'il a presque convergé, l'optimum n'étant plus très loin, la convergence est très rapide, ce qui permet d'atteindre des meilleures précisions très facilement. Etant alors l'algorithme le plus performant et répondant à la demande, il a été conservé dans FARM.

2.3.4 Respect du domaine de validité des modèles

Au cours de la convergence, de nombreux tests sont effectués pour vérifier que les cœurs étudiés restent dans les domaines de validité des interpolations. Si jamais ce n'est pas le cas, le cœur est immédiatement déclaré « non-valide », et le calcul s'arrête, renvoyant des performances cœur tellement dégradées que l'algorithme génétique ne peut pas les sélectionner.

Ceci permet de réduire de façon très importante le temps de calcul d'une optimisation MultiGen, car si jamais l'algorithme génétique propose un cœur qui n'est pas viable (par exemple avec une température cœur combustible beaucoup trop élevée), ou beaucoup trop éloigné du type de cœur recherché (par exemple avec des volumes de cœur démesurés), ce qui est courant dans le cas d'un algorithme génétique, les valeurs de ce dernier sortiront très rapidement du domaine de validité des interpolations, et le calcul s'arrêtera alors aussitôt sans effectuer la convergence cœur abordée dans ce sous-chapitre. Ainsi, on ne perd pas de temps de calcul à faire converger des cœurs qui sont hors domaine.

Ce processus crée d'ailleurs la seule limite aux capacités d'exploration de cœurs de FARM. En effet, il est tout à fait possible qu'au cours de la convergence, une des variables (la température par exemple) se retrouve hors du domaine de validité de l'interpolation et que le cœur soit alors rejeté d'office, alors que le cœur convergé aurait été dans le domaine de validité (voir Figure 59). Ceci conduit au fait que certains cœurs « viables » soient artificiellement éliminés de l'optimisation à cause de ce processus de convergence.

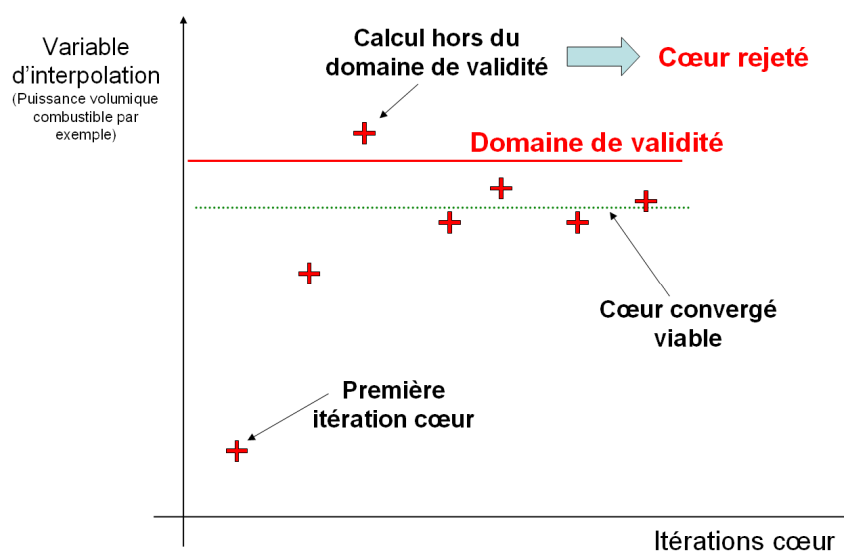


Figure 59 : Schéma de principe du rejet de certains cœurs

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Afin de résoudre l'impact de ce problème, les tests de validité des domaines des variables qui évoluent beaucoup (telles que la puissance volumique combustible par exemple), sont soumis à un critère sur le degré de convergence du calcul. C'est-à-dire que pour un cœur qui est encore très loin d'avoir convergé, si une variable sort de son domaine de validité (dépassement de l'ordre de 30%), le cœur ne sera pas encore considéré « non-valide ». Par contre, une fois que le calcul a presque convergé (convergence < 10%), tout dépassement du domaine de validité conduit à un rejet du cœur. Ainsi, tous les cœurs obtenus sont toujours dans les domaines de validité de leurs interpolations, mais des cœurs qui n'auraient pas pu être trouvés auparavant sont alors accessibles (voir Figure 60).

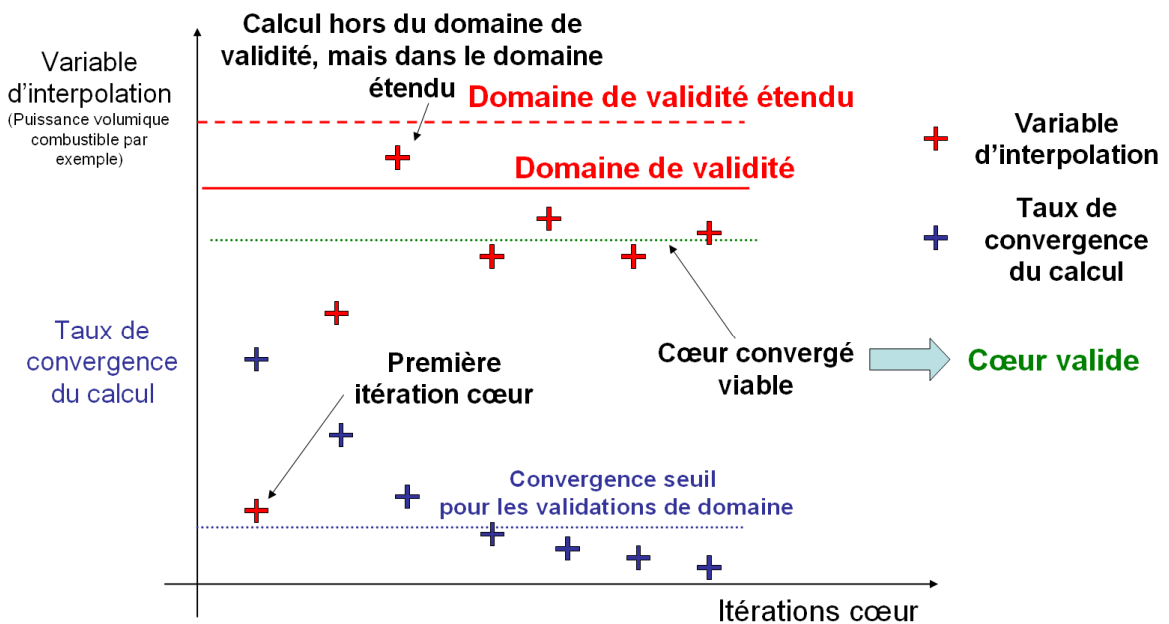


Figure 60 : Schéma de principe de la validation de domaine soumise à la convergence

La seule contrepartie de cette solution est qu'elle augmente le temps de calcul d'une optimisation MultiGen. En effet, cela réduit le gain de temps mentionné précédemment, et l'optimisation va « perdre » un peu de temps de calcul à faire converger des cœurs qui ne seront finalement pas viables. Mais cette pénalité est acceptable.

Si en pratique, cette méthode résout la majorité du problème, elle ne le résout pas entièrement. En effet les cœurs qui pourraient être valides et qui sont tangents au domaine de validité ne peuvent toujours pas être trouvés. Il faudrait pour cela ne vérifier les domaines de validité que sur le cœur final convergé (ce qui conduirait alors à une explosion du temps de calcul, car tous les cœurs non-valides convergeraient avant d'être éliminés), ou alors à ajuster en permanence le domaine de validité étendu en fonction de la valeur du critère de convergence.

Toutefois, ceci ne concerne que des cœurs dont les paramètres sont en limite de validité des modèles. La perte de ces cœurs n'est donc pas si pénalisante car, les domaines de validité étant tout de même très étendus (voir 2.1.3.2), les cœurs qui sont en limite de domaine sont des cœurs assez extrêmes, avec des puissances volumiques ou des températures très élevées, qui de toute façon n'auraient probablement pas été retenus pour des raisons de sûreté ou de performances. On suppose donc l'impact de ce processus négligeable.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Néanmoins, on rappelle qu'hormis ce processus, l'exploration par algorithme génétique utilisée dans FARM permet d'explorer toute les configurations cœur, et de bien rechercher un optimum global sur tout le domaine. On est alors sûr d'obtenir le meilleur cœur possible.

Ainsi, à la fin de ce sous-chapitre, la description du fonctionnement de l'ensemble de FARM est terminée : le cœur étudié a été présenté (2.1.1), ainsi que les performances prises en compte (1.2), la méthode d'optimisation (1.3), l'ensemble des modèles (2.2) (à l'exception des modèles combustible et neutronique qui sont détaillés dans les deux prochains chapitres) et l'algorithme utilisé pour les faire converger (2.3). L'optimisation de la conception des cœurs est alors possible.

Mais auparavant, on donne ci-dessous quelques recommandations qui pourraient se révéler utiles le jour où l'on cherchera à étudier plus en détail un cœur issu des optimisations FARM.

2.4 **Recommandations pour l'étude détaillée des cœurs issus de FARM**

Comme rappelé précédemment, les cœurs issus de FARM, ont été calculés à l'aide de modèles simplifiés, et d'une géométrie simplifiée. Plusieurs raffinements sur leur conception seront alors nécessaires avant d'obtenir des images détaillées. On présente ci-dessous la façon à priori la plus cohérente avec FARM de les réaliser.

Tout d'abord, pour la neutronique du cœur, la première chose à effectuer est un calcul détaillé de transport du cœur en 3D-hexagonal, avec mise à l'équilibre du multi-recyclage. Cependant, la modélisation FARM ne donne ni le zonage du cœur, ni le rapport d'enrichissement, ni le plan des barres de commandes. On recommande alors au neutronicien, de partir de la description de l'assemblage issue de FARM, ainsi que du nombre d'assemblages associés, et de construire à partir de cela une première géométrie cœur 3D, en plaçant les barres de commande et en utilisant les paramètres de zonage et de rapport d'enrichissement du cœur de référence.

A partir des résultats de ce premier calcul, deux optimisations seront alors peut-être nécessaires :

- Une optimisation du zonage et du rapport d'enrichissement, afin de faire tendre le *facteur de forme* global vers 1.5^{19} , et éventuellement stabiliser son évolution au cours du temps.
- Et, si l'objectif d'*isogénération* du combustible n'est pas atteint avec suffisamment de précision (éventuelle légère sous-génération, ou surgénération trop importante vis-à-vis des objectifs), on recommande alors de faire varier le nombre d'assemblages combustible. En effet, ce nombre est calculé de façon très quantifiée à partir du nombre de couronnes, mais en réalité on peut enlever, ou rajouter quelques assemblages pour ajuster les performances du cœur, et « arrondir » la géométrie du cœur. Si le gain de régénération est trop élevé, il faudra alors enlever des assemblages (et augmenter la teneur Pu, jusqu'à la criticité), ou en ajouter dans l'autre cas.

¹⁹ Valeur considérée comme hypothèse dans FARM, issue du cœur de référence.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Ces deux optimisations devront être conjointes car elles influent l'une sur l'autre. Une fois cette étude détaillée effectuée, on pourra alors déterminer avec plus de précision les coefficients de *contre-réaction neutronique*, ainsi que l'*inventaire Pu* réel en cœur et à l'aide d'un calcul *CESAR*²⁰, permettant de déterminer la durée de refroidissement du combustible (voir 2.2.6) et d'obtenir l'*inventaire Pu* en cycle.

Du point de vue de la thermo-hydraulique et de la physique du combustible, on recommande de conserver la géométrie de l'aiguille, et d'optimiser par contre la distance entre la dernière couronne d'aiguille et le TH. En effet, ce paramètre va influencer sur le réglage de la répartition des débits dans les différents canaux (voir Figure 61), et par conséquent sur la température de sortie du canal chaud. L'objectif étant alors de conserver la température de sortie cœur étant égale à celle de FARM. Ceci fera donc augmenter légèrement la température de sortie du canal chaud, mais en dégradant assez peu ses performances.

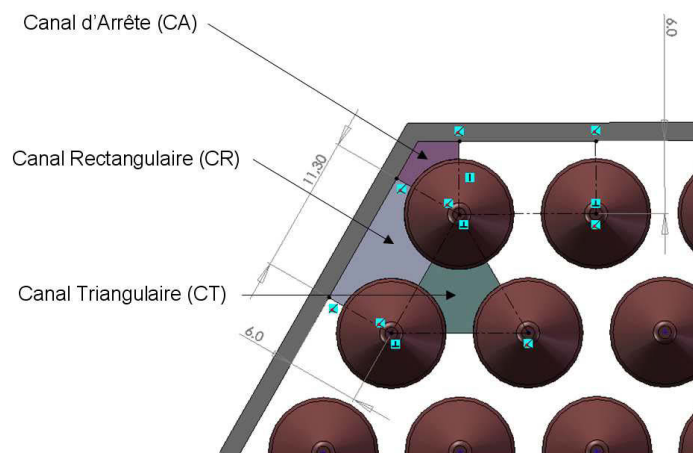


Figure 61 : Définition des différents canaux hydrauliques d'un assemblage

Une fois cette étape effectuée, un calcul *METEOR* sera nécessaire pour valider et raffiner le *burn-up* prédit par FARM. Puis une actualisation du nombre et des positions des différentes grilles de positionnement sera également requise. Si jamais dans le cas d'une gaine vanadium, la vitesse de *fluage* thermique recalculée par *METEOR* est significativement plus élevée et conduit à un *burn-up* réduit, on recommande alors de réduire la température de sortie cœur d'une dizaine de degrés. En effet, ceci aura un effet relativement faible sur le rendement, et permettra alors de réduire de façon importante la vitesse de *fluage* et d'atteindre à nouveau l'objectif de *burn-up*. Puis, l'étude thermo-hydraulique permettra alors de préciser les pertes de charge réelles du cœur, et l'étude des nombreux transitoires accidentels pourra alors commencer.

Toutefois, si une donnée importante venait à changer (épaisseur du TH, du liner, etc...), on recommande alors de relancer tout le processus : c'est-à-dire réaliser une nouvelle optimisation FARM actualisée, sélectionner les cœurs qui ont les profils les plus intéressants, et lancer les études détaillées sur chacun des cœurs retenus.

²⁰ Le calcul *CESAR*, pour déterminer la durée de refroidissement, n'est réellement utile que si un jeu de données associé au cœur étudié est régénéré à chaque fois. Sans cette étape de mise à jour des sections efficaces et fractions volumiques dans le jeu de données *CESAR*, autant utiliser l'interpolation présente dans FARM, qui compte tenu des simplifications de modélisation, sera suffisante.

Chapitre II

Conception d'un cœur FARM

Tout est alors mis en place pour que FARM permette d'étudier un concept de cœur de *GFR*, ce qui sera fait dans le chapitre 6.

Chapitre III

Physique du combustible

*« Donne-moi la sérénité d'accepter ce que je ne peux pas faire,
La force de réaliser ce que je peux faire
La sagesse de discerner entre les deux »*

Marc Aurèle / Soeur Emmanuelle.

Chapitre III

Physique du combustible

3	CHAPITRE III PHYSIQUE DU COMBUSTIBLE	120
3.1	METHODE DE CONCEPTION D'UNE AIGUILLE COMBUSTIBLE DANS FARM.....	122
3.1.1	TYPES DE COMBUSTIBLE CONSIDERES ET CRITERES DE FIN DE VIE	122
3.1.2	MODELE SIMPLIFIE OU META-MODELE ?	128
3.1.3	AVANT INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE	130
3.1.3.1	JEU PASTILLE/GAINE ET GONFLEMENT	130
3.1.3.2	THERMIQUE DU COMBUSTIBLE	134
3.1.3.3	GAZ DE FISSION	137
3.1.4	INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE	139
3.1.4.1	CONSTRAINTES ET DEFORMATION EQUIVALENTES.....	139
3.1.4.2	FLUAGE AVANT IMPG	140
3.1.4.3	FLUAGE APRES IMPG	143
3.1.4.4	FLUAGE EN SITUATION ACCIDENTELLE	149
3.2	INTERPOLATION DES PROPRIETES DU CARBURE SOUS IRRADIATION	152
3.2.1	METHODE	152
3.2.1.1	MODELISATION METEOR	152
3.2.1.2	PRISE EN COMPTE DU BURN-UP	153
3.2.1.3	CAS DE LA POROSITE TOTALE	157
3.2.2	INTERPOLATIONS DANS LE CAS SIC.....	157
3.2.2.1	TAUX DE RELACHEMENT DES GAZ DE FISSION	157
3.2.2.2	GONFLEMENT.....	159
3.2.3	INTERPOLATIONS DANS LE CAS VANADIUM	161
3.2.3.1	TAUX DE RELACHEMENT DES GAZ DE FISSION	162
3.2.3.2	GONFLEMENT.....	163
3.3	MODELE THERMIQUE	165
3.3.1	THERMIQUE DEBUT DE VIE.....	166
3.3.1.1	TEMPERATURE CALOPORTEUR ET TEMPERATURE GAINE	166
3.3.1.2	TEMPERATURE EXTERIEURE COMBUSTIBLE EN DEBUT DE VIE	168
3.3.1.3	VALIDATION	172
3.3.2	THERMIQUE AU COURS DE L'IRRADIATION	173
3.3.2.1	METHODE DE PRISE EN COMPTE DE LA VARIATION DE TEMPERATURE	173
3.3.2.2	ESTIMATION DE LA DERIVEE MOYENNE D'IRRADIATION	175
3.3.2.3	ESTIMATION DE LA QUANTITE DE GAZ DE FISSION RELACHEE	178
3.3.3	THERMIQUE EN INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE	180
3.3.4	CALIBRAGE ET VALIDATION.....	180
3.3.4.1	CALIBRAGE.....	181
3.3.4.2	VALIDATION	184
3.4	MODELE MECANIQUE D'INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE	186
3.4.1	MODELE	187
3.4.1.1	MECANIQUE AVANT INTERACTION MECANIQUE PASTILLE/GAINE.....	188
3.4.1.2	MECANIQUE DE L'INTERACTION PASTILLE/GAINE.....	190
3.4.2	VALIDATION	194
3.5	CONCLUSION	199

Chapitre III

Physique du combustible

L'objectif de ce chapitre est de décrire le modèle de physique du combustible utilisé dans FARM. Ce dernier a pour objectif de dimensionner une aiguille combustible qui permette d'obtenir le burn-up voulu. Il n'est valable que pour un combustible carbure, et se base sur la modélisation qui en a été faite dans METEOR. Il permet de prendre en compte deux types de gaines, soit en SiC soit en Vanadium, et deux types de jeu pastille/gaine, soit gazeux (hélium) soit solide poreux (buffer).

Ce chapitre commence tout d'abord par une présentation des deux matériaux de gainage envisagés dans FARM, de la physique en jeu ainsi que de la méthode (3.1). La suite détaille les interpolations qui ont été réalisées pour prendre en compte le comportement du combustible carbure sous irradiation (3.2). Puis, les deux derniers sous-chapitres présentent les deux modèles de thermique du combustible (3.3) et d'interaction mécanique entre la pastille et la gaine (3.4), avec leurs validations associées.

3.1 Méthode de conception d'une aiguille combustible dans FARM

Dans ce sous-chapitre on présente dans un premier temps les deux matériaux de gainage considérés (SiC et Vanadium), ainsi qu'un autre concept de combustible innovant utilisant une gaine SiC avec un jeu pastille/gaine particulier appelé « buffer » (3.1.1). On justifie ensuite brièvement la nécessité de construire un modèle physique plutôt qu'un méta-modèle (3.1.2), puis on détaille ensuite les différents phénomènes physiques intervenant dans le dimensionnement du combustible et la façon de les prendre en compte dans FARM (3.1.3 et 3.1.4).

3.1.1 *Types de combustible considérés et critères de fin de vie*

Dans FARM on considère trois types de combustible différents, avec deux matériaux de gainages et deux types de jeu pastille/gaine.

Le premier matériau de gainage considéré, qui est la référence, est le SiC/SiCf (abusivement nommé SiC dans ce mémoire). Il s'agit d'une céramique constituée de silicium et de carbone sous la forme de longues fibres de SiC (diamètre $\sim 10\ \mu\text{m}$) « tressées », dans une matrice de SiC (voir Figure 62). La nature très hétérogène de ce matériau fait alors apparaître des effets 3D, ainsi que des grandeurs caractéristiques minimales afin d'atteindre certaines propriétés mécaniques. C'est pourquoi l'épaisseur de la gaine en SiC est alors imposée proche de 1mm, car pour des épaisseurs inférieures le matériau perdrait de ses propriétés [CHA11].

Ce matériau est actuellement très étudié pour l'interface plasma/paroi du projet ITER. On retrouve également ce matériau, mais sous sa forme monolithique (sans fibre) dans le combustible particule TRISO. [CLE07]

Il est tout d'abord réfractaire, et c'est en partie sa très bonne résistance à la température qui a conduit à la sélection de ce matériau. En effet, il n'est sensé commencer à se dégrader qu'à partir de 1600°C [CHA11], à cause de la formation de phases liquides dues aux interactions entre le combustible et la gaine, ou le liner et la gaine. Sa température de fusion, pour un matériau non irradié est plus de l'ordre de 2550°C [SNE07]. L'hélium étant un assez mauvais caloporteur (comparé à l'eau ou au sodium) à cause de sa faible densité, les températures de fonctionnement et les températures accidentelles susceptibles d'être atteintes au cours d'un transitoire sont très élevées et seuls des matériaux réfractaires ou semi-réfractaires sont alors susceptibles de convenir.

Ce matériau est de plus pratiquement transparent pour les neutrons, même si le carbone qu'il contient ralentit un peu les neutrons (« adouci » le spectre du GFR), et présente de plus une très bonne tenue à l'irradiation [KAT07] [CHA11]. En effet, en réacteur, il va très

Chapitre III

Physique du combustible

légèrement gonfler avant que cet effet ne « sature » et n'augmente plus malgré des doses croissantes (ce gonflement est alors supposé négligeable dans FARM²¹) [SNE07]. Ce matériau se « durci » également très peu sous irradiation, son fluage est négligeable, et sa nature hétérogène va permettre de stopper la propagation des fissures. Ces propriétés permettent d'envisager des irradiations à très forts déplacement par atome (> 100 dpa).

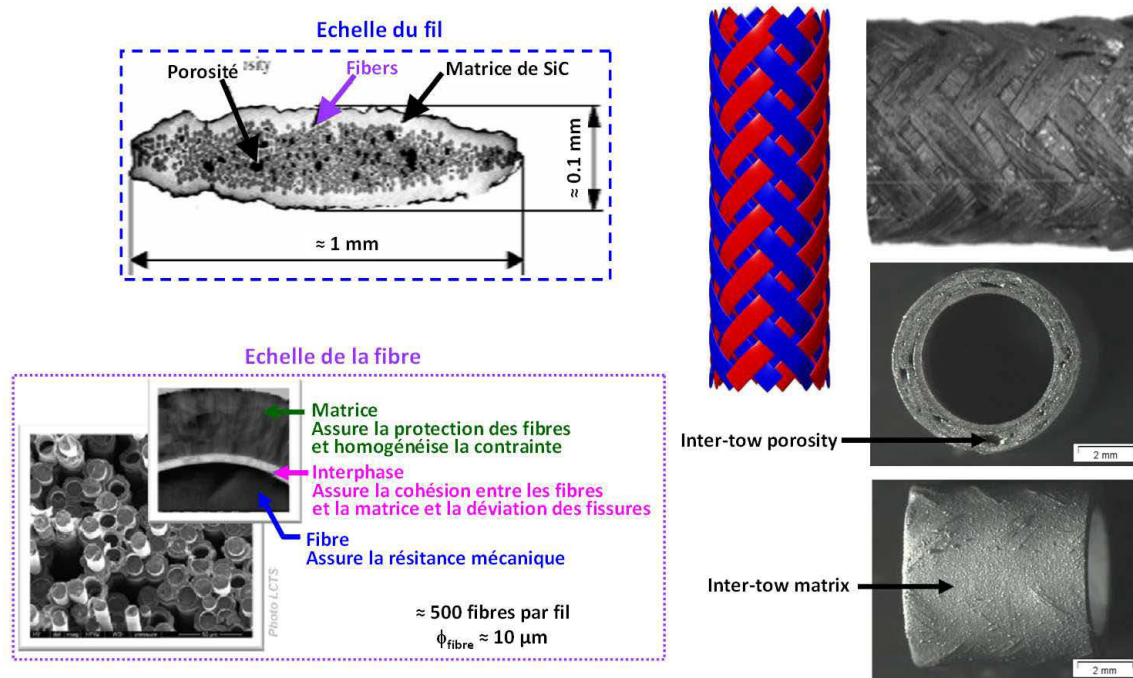


Figure 62 : Présentation du SiC/SiCf

Par contre, le SiC a pour inconvénient d'avoir une faible conductivité thermique (de l'ordre de quelques W/m.K) ce qui induit donc une certaine pénalité sur la température du combustible, mais peut également poser des problèmes de contraintes thermiques. En effet, l'intérieur de la gaine étant alors significativement plus chaud que l'extérieur (potentiellement de 50 à 100°C), les dilatations thermiques différentielles vont induire des contraintes qui peuvent être problématiques.

Les études du cœur de référence avaient supposé une amélioration des performances de conductivité thermique du SiC d'un facteur 1.5, par rapport à un composé SiC particulier qui avait été caractérisé (il existe en effet plusieurs variétés de SiC différentes). Dans FARM, afin de rester en cohérence avec ces études, cette amélioration est conservée, même si d'après les dernières recherches elle semble finalement peu réaliste.

Ce matériau est par ailleurs difficile à fabriquer pour des géométries complexes (ce qui est notamment une des raisons du choix du cœur aiguille comme référence par rapport aux cœurs à plaques macro-structurées en SiC étudiés précédemment, voir Figure 63). Ces difficultés de fabrication induisent notamment une contrainte sur la taille minimale du diamètre de l'aiguille (faisabilité délicate en-dessous de 7mm de diamètre interne, dans

²¹ Ce qui est une hypothèse conservatrice, car le gonflement du SiC tend à retarder l'interaction mécanique pastille/gaine. Ce gonflement induit un déplacement radial de l'ordre de 0.7% du rayon (soit une dizaine de micromètres).

Chapitre III

Physique du combustible

FARM afin de se laisser la possibilité de regarder des combustibles très innovants on autorise jusqu'à 6.4mm^{22}).

Mais le principal désavantage de ce matériau est probablement sa mauvaise résistance mécanique à l'interaction mécanique pastille/gaine. En effet, sa très faible ductilité implique qu'en cas de contact, la gaine ne peut pas accommoder le gonflement du combustible et est alors susceptible de casser (sous irradiation la pastille de carbure va gonfler à une vitesse de l'ordre de 2% par at%). Cette problématique est d'autant plus présente que le carbure étant un combustible froid, ce dernier ne s'adapte pas à son environnement (comme pourrait le faire par exemple un combustible oxyde par viscoplasticité) et continue de gonfler malgré la gaine. Ceci impose donc **d'éviter l'Interaction Mécanique Pastille/Gaine (IMPG)** pour les cœurs gainés en SiC, ce qui limite fortement les burn-up atteignables. Cette contrainte influence très fortement le dimensionnement des aiguilles SiC et va être à la base de toute l'approche de dimensionnement des aiguilles SiC de FARM.

On s'intéresse ici uniquement à l'Interaction Mécaniques Pastille/Gaine (IMPG), car il se peut que la pastille entre en contact avec la gaine avant l'IMPG (notamment, interaction chimique par le biais d'éclats de combustible), mais l'IMPG correspond au moment où l'ensemble de la pastille entre en contact mécanique avec la gaine ; elle ne peut alors plus gonfler sans induire des déformations importantes sur la gaine.

Par ailleurs, la faible ductilité du SiC, associée à sa grande raideur, rend également problématique sa tenue lors de chocs sur des géométries très élancées telles qu'une aiguille. Ainsi, sa tenue en situation de manutention impose une hauteur maximale de fabrication des aiguilles de 1.5m^{23} qui est très pénalisante vis-à-vis de la conception des vases d'expansion (voir 2.1.1).

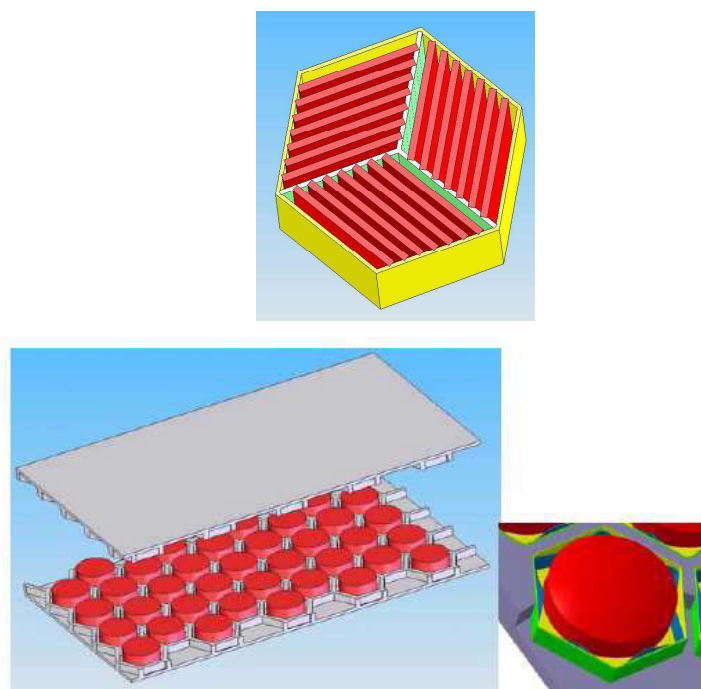


Figure 63 : Concept de combustible à plaque macro-structurée

²² Les récents progrès en termes de fabrication tendent à confirmer la possibilité d'aiguilles de cette taille.

²³ L'ordre de grandeur de cette hauteur maximum varie proportionnellement à $\sqrt{\sigma_{\max} e_{\text{gaine}}}$.

Chapitre III

Physique du combustible

Dans FARM, deux types de combustible associés à ce matériau de gaine ont été étudiés :

Un premier concept appelé « Joint He », qui correspond au cœur de référence, où le jeu pastille-gaine est alors initialement rempli d'hélium pressurisé (la pression en question fait parti des variables d'optimisation de FARM), auquel se mélangent les gaz de fission relâchés par le combustible. Cette solution classique, qui est la plus simple à réaliser pose néanmoins deux problèmes majeurs :

- Le coefficient d'échange thermique de ce jeu est alors relativement mauvais (de l'ordre de $2500 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ en début de vie, et dégradé au cours de l'irradiation par les gaz de fission), ce qui limite les performances du cœur.
- Le combustible carbure se fracturant au cours de l'irradiation, il est possible que des éclats de combustible se délocalisent et se « coincent » dans ce jeu, et induisent sous l'effet du gonflement des contraintes mécaniques localement inacceptables au niveau de la gaine (ovalisation ou poinçonnement de la gaine) [INO03] [TAN04]. Ainsi, afin d'éviter la relocalisation d'éclats dans le jeu, il est recommandé que le jeu pastille/gaine ne dépasse pas 3 à 4% du rayon de la pastille. Cependant, comme le cœur de référence se situe à 4.3%, et que l'on ne souhaitait pas être en butée sur cette valeur le critère considéré dans FARM est une valeur limite à 4.5%. Cette contrainte est particulièrement pénalisante vis-à-vis du burn-up. En effet, comme dans le cas d'une gaine SiC la fin de l'irradiation est imposée par la première interaction mécanique pastille/gaine, plus le jeu est grand, plus le burn-up sera élevé. Ainsi, limiter la taille du jeu limite très fortement le burn-up, comme on peut le voir sur les optimisations des cœurs SiC joint He.

Pour résoudre ces deux problèmes, une innovation technologique forte a été proposée récemment par le Département d'Etude du Combustible et la Direction des Applications Militaires du CEA : le « buffer ». Il s'agit d'une matrice de SiC extrêmement poreuse (de l'ordre de 50 à 90% de porosité) que l'on insère dans le jeu pastille/gaine (voir Figure 64). Grâce à sa grande porosité, elle pourra alors s'écraser pour accommoder le gonflement de la pastille de carbure.

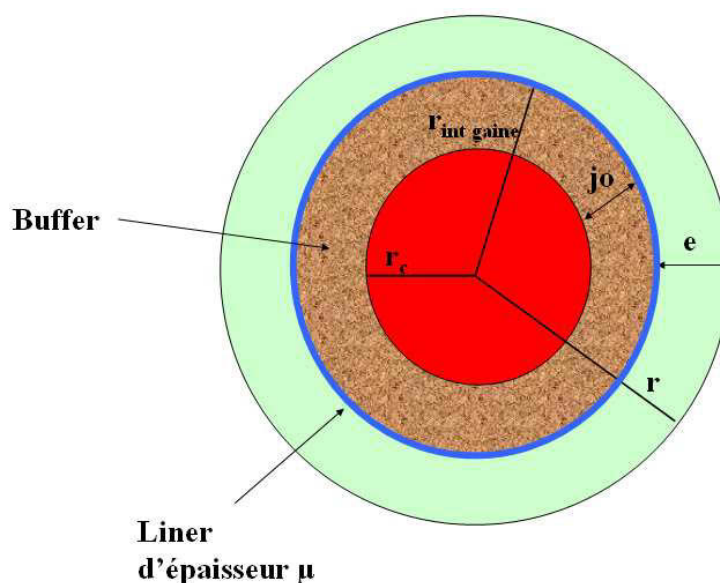


Figure 64 : Schéma de principe du buffer

Chapitre III

Physique du combustible

L'utilisation d'un tel buffer permet alors d'améliorer la valeur du coefficient d'échange thermique pastille/gaine d'un facteur de l'ordre de 3 (minimum), ce qui permet d'améliorer les performances du cœur. De plus, la présence de ce buffer, évite toute relocalisation d'éclats dans le jeu pastille/gaine. Ceci permet alors de s'affranchir de la contrainte de taille maximale du jeu pastille/gaine par rapport au rayon de la pastille. Cet avantage est particulièrement intéressant couplé à l'amélioration de la conductivité. En effet, des jeux pastille/gaine en hélium trop grands auraient de toute façon été rédhibitoires d'un point de vue thermique. Avec un buffer, de très grands jeux sont alors accessibles, ce qui va éventuellement permettre d'atteindre des *burn-up* plus élevés. Un dernier avantage significatif du buffer est d'éviter tous les éventuels problèmes de décentrement de la pastille. En effet, dans un joint hélium pur, il était possible que les pastilles ne soient pas parfaitement centrées, et que cela induise alors des contraintes thermiques circonférentielles importantes sur la gaine. Dans le cas d'un buffer, la pastille est nécessairement centrée, ce qui permet de s'affranchir de toute cette problématique.

Le concept de « buffer » a fait l'objet d'un dépôt de brevet [BRE10].

Le critère de fin de vie, ou de fin d'irradiation reste alors le fait d'éviter l'interaction mécanique pastille/gaine. Dans FARM, en cohérence avec les premières études mécaniques réalisées sur ce concept, on suppose qu'elle intervient dès que toute la porosité du buffer a été « consommée ». En effet, lorsque la pastille aura tellement gonflée que la porosité du buffer aura été réduite à zéro, tout gonflement supplémentaire de la pastille induira alors des contraintes inacceptables sur la gaine. On impose alors comme critère de fin de vie, **l'écrasement de la totalité de la porosité du buffer**.

En pratique, il est possible que certains types de buffer ne soient pas compressibles à ce point, et que des contraintes élevées puissent apparaître un peu avant la consommation de la totalité de la porosité. Cet effet peut cependant être pris en compte en considérant alors une porosité un peu plus faible dans la modélisation FARM que la porosité réelle du buffer étudié (voir 3.3.1.2).

Le second matériau de gainage considéré dans FARM est un alliage de Vanadium (abusivement appelé Vanadium dans ce mémoire) le V4Cr4Ti (qui contient 4% de Cr et 4% de Titane, en pourcentage massiques). Il n'est alors étudié que dans le cas d'aiguilles utilisant un joint hélium (il n'est pas envisagé d'y introduire de buffer).

Cet alliage est un métal (voir Figure 65) dit « semi-réfractaire », puisque sa température de fusion est proche de 1900°C [FLE10] [SMI95]. Néanmoins, sa très faible tenue au *fluage* limite son utilisation à des températures inférieures à 900°C en régime nominal et 1230°C en situation accidentelle (voir 3.1.4.4). Comparativement au SiC, sa tenue en température est donc réduite, ce qui induira forcément une évolution de la conception des cœurs utilisant ce type de gainage (voir 6.3).

Le vanadium est considéré comme la solution alternative « de repli » du SiC. Il est également étudié pour des applications en fusion magnétique [FLE10].

Chapitre III

Physique du combustible



Figure 65 : Echantillons de Vanadium

Par rapport au SiC, le vanadium offre alors certains avantages. Tout d'abord sa conductivité thermique est beaucoup plus élevée (de l'ordre de 30 W/m.K, soit environ 2 à 3 fois plus élevée que le SiC considéré dans FARM, suivant les températures), ce qui permet d'améliorer les performances, ainsi que de réduire les problèmes de contraintes thermique dans la gaine. Ensuite, sa fabricabilité pour des géométries variées est beaucoup plus aisée (la contrainte sur le diamètre interne gaine notamment n'est plus à considérer). Sa meilleure ductilité permet également de construire des aiguilles sans limitation de hauteur ce qui permet de n'avoir qu'un seul vase d'expansion inférieur et d'enlever la contrainte sur la hauteur du cœur.

Mais le principal avantage du Vanadium est surtout sa ductilité qui va lui permettre d'accommoder l'interaction mécanique pastille/gaine (IMPG) et donc de pouvoir continuer l'irradiation après l'IMPG et donc d'atteindre de plus hauts burn-up [FLE11].

Le vanadium est également pratiquement transparent aux neutrons et modère moins le spectre que le SiC, ce qui est favorable d'un point de vue neutronique.

Cependant, comme tout est toujours une question de compromis, en plus de sa moins bonne résistance à haute température, le vanadium présente des problèmes importants du point de vue de sa réactivité chimique, puisqu'il s'oxyde très rapidement (problématique d'interaction avec les impuretés présentes dans le caloporteur), mais réagit aussi chimiquement avec le carbure. Et pour finir, les alliages de vanadium étudiés présentent des vitesses de *fluage* thermique très importantes. On rappelle que le fluage est une déformation non-instantanée irréversible d'un matériau lorsqu'il est soumis à une contrainte. Dans un réacteur nucléaire un matériau est soumis à deux types de fluages :

- Le fluage d'irradiation, qui est provoqué par les déplacements atomiques induits par les collisions des neutrons sur les atomes. Il est proportionnel au débit de dose neutronique (taux de collision par unité de temps, en déplacement par atome (dpa) par seconde) et dépend également de la contrainte. Dans FARM, on fait l'hypothèse, très courante, que ce type de fluage est non-endommageant, c'est-à-dire qu'il ne va pas nuire aux propriétés mécanique du matériau. Dans FARM la loi de fluage d'irradiation considérée est (où dD/dt est le débit de dose en dpa/s, et la $\sigma_{\text{Von Mises}}$ la contrainte de Von Mises en Pa, voir 3.1.4) :

$$\frac{d\varepsilon_{irr}}{dt} = 8.3 \times 10^{-12} \frac{dD}{dt} \sigma_{\text{VonMises}}$$

- Le fluage thermique, qui lui dépend de la température à laquelle est soumis le matériau, et ce de façon exponentielle, ainsi que de la

Chapitre III

Physique du combustible

contrainte. Contrairement au fluage d'irradiation, ce type de fluage est présumé endommageant, de sorte que pour un gainage vanadium, c'est ce fluage thermique qui va limiter la durée d'irradiation. Ainsi, sur recommandation des études matériau, le critère de fin de vie du combustible sera d'imposer que le taux de **fluage thermique ne dépasse pas 1%** (critère approximatif, à consolider). Dans FARM la loi de fluage thermique considérée est (où T est la température du vanadium):

$$\frac{d\epsilon_{therm}}{dt} = 20 * \left(7.1687 * 10^{-31} e^{\frac{-41722}{T}} \right) \sigma_{VonMises}^{4.9}$$

Dans FARM, les aiguilles gainées en vanadium vont donc être dimensionnées de façon à respecter ce critère (plus de détails sur le comportement mécanique de la gaine et la déformation induite par le fluage sont donnés au 3.1.4). Toutefois, les lois de fluage thermique du vanadium sont encore très mal connues aujourd'hui, et sur recommandation des études matériaux la loi qui est considérée dans les études FARM est celle du NbZr corrigée d'un facteur multiplicatif de 20 de façon à rester conservatif par rapport aux données vanadium connues. Toutes les études réalisées avec FARM sur les gainages vanadium seront donc à remettre à jour lorsqu'une loi de fluage de vanadium plus précise sera disponible. Par ailleurs, les autres lois matériau du Vanadium utilisées sont celles de l'alliage V5Cr5Ti (et non le V4Cr4Ti), car elles seules étaient disponibles.

Ainsi, trois types de combustibles sont alors considérés, des aiguilles gainées en SiC avec un joint hélium et un buffer, ainsi que des aiguilles vanadium avec un joint hélium.

3.1.2 *Modèle simplifié ou méta-modèle ?*

Comme expliqué au 1.1, la démarche FARM consiste à établir des modèles de physique simplifiés basés sur des méta-modèles, pour représenter des physiques aussi complexes que la thermomécanique du combustible et la neutronique. Cette approche a deux principaux avantages ; tout d'abord elle permet de réaliser des méta-modèles sur un nombre réduit de variables, et il est donc plus facile d'obtenir des interpolations valables sur des grands domaines (ce qui était l'objectif de FARM). En effet la faisabilité de méta-modèle sur un grand nombre de variables et un large domaine n'est pas forcément acquise. Ensuite, elle permet également de prendre en compte certaines contraintes directement dans le modèle, plutôt qu'à l'étape d'optimisation. Par exemple, FARM dimensionne l'aiguille afin d'obtenir un certain burn-up, alors qu'avec une méthode d'utilisation directe d'un méta-modèle, on éliminerait à posteriori les aiguilles ayant des burn-up trop faibles. L'inconvénient de cette approche étant par contre le grand temps de développement requis pour mettre au point ces modèles.

Afin de justifier un peu plus la démarche on présente ci-dessous ce qu'aurait été le cahier des charges d'un méta-modèle calculant le burn-up maximum atteint par une aiguille gainée en vanadium.

On commence par faire la liste des paramètres de conception de l'aiguille qui sont modifiés dans FARM : la hauteur fissile, la hauteur du vase d'expansion, la pression interne initiale d'hélium, le rayon de l'aiguille, l'épaisseur de la gaine, le jeu pastille gaine, le pas du réseau d'aiguille, la température de sortie cœur, la puissance linéique maximum, le taux de porosité ouverte du carbure, la porosité totale du carbure. Le méta-modèle en question devrait donc avoir 11 variables d'entrées, alors qu'avec le modèle simplifié développé dans FARM, le plus gros méta-modèle utilisé n'a que 6 variables d'entrées.

Chapitre III

Physique du combustible

Afin de couvrir correctement un large domaine dans un espace à 11 dimensions, le plan d'expérience devrait contenir au minimum de l'ordre de 500 points. Le temps de calcul avec les moyens informatiques actuellement à disposition (un seul serveur non parallélisé) serait alors de l'ordre du mois, et la taille mémoire de l'ordre du Go.

En plus de ces difficultés informatiques (qui n'auraient pas été insurmontables), il aurait ensuite fallu pouvoir construire sur la base de ces calculs un méta-modèle satisfaisant, sachant que le résultat aurait alors été fortement non-linéaire (la loi de fluage thermique est exponentielle en température, et fait intervenir la contrainte à la puissance 4.9), avec des ruptures de pentes fortes sur les bords du domaine (avec ou sans interaction mécanique pastille/gaine) et des variables extrêmement couplées.

Une interpolation polynômiale aurait probablement été irréalisable. En effet, pour un phénomène aussi non-linéaire sur un large domaine, les interpolations auraient nécessités des polynômes de degré 3 ou 4 minimum, ce qui aurait conduit respectivement à 364 et 1365 coefficients²⁴. L'utilisation de l'algorithme de tri de termes aurait alors pu réduire au moins d'un facteur 2 ou 3 le nombre de monômes, mais l'ordre de grandeur est là. Pour ce type d'interpolation il aurait probablement également été nécessaire d'augmenter encore le nombre de points de calcul, l'ordre de grandeur du nombre de points pour un polynôme afin d'obtenir un bon pouvoir de prédiction est de l'ordre de, au minimum, 2 à 3 points de calcul par coefficients (ce qui peut alors nécessiter plus de 1000 points pour un polynôme de degré 4). Des problèmes de taille mémoire au sein du logiciel SMURFER auraient également pu apparaître.

Une interpolation en utilisant une technique de krigeage aurait probablement été plus adaptée que des polynômes. Toutefois, cette technique très performante nécessite dans sa mise au point, l'inversion d'une matrice $n \times n$ (n étant le nombre de points de calcul de l'interpolation). Dans le cas d'une matrice 500×500 (250 000 valeurs), la faisabilité de cette inversion dans SMURFER n'est pas trivialement acquise, et aurait pu poser des problèmes de taille mémoire. Par ailleurs, l'interpolation elle-même nécessite l'appel d'un produit matriciel avec une matrice $n \times n$. Cet aspect avait rendu rédhibitoire le temps de calcul associé à l'utilisation du krigeage pour des interpolations de l'ordre de 200 points dans FARM (FARM est codé en VBA, Visual Basic for Applications, langage non-compilé, avec interface Excel, dans un environnement Windows), l'aurait été à plus forte raison avec 500 points. Son utilisation aurait peut-être été réalisable, mais elle aurait alors nécessité l'utilisation d'une plateforme de calcul scientifique (capable de lancer un grand nombre de calculs parallélisés, de réaliser des interpolations sur des grands nombre de données, et d'utiliser ces interpolations avec des performances de temps de calcul élevées, telles que PROMETHEE (IRSN) [PRO11] ou URANIE (CEA) [GAU10]), hors aucune n'était disponible lors du développement de FARM.

D'autres techniques d'interpolations peuvent également être utilisées, telles que les splines, ou les réseaux de neurones, mais là encore, leur utilisation n'est possible que dans le cadre des plateformes mathématiques mentionnées ci-dessus.

Ainsi, dans FARM, pour la prise en compte de la physique du combustible, la méthode retenue a consisté en la construction d'un modèle de physique simplifié qui est présenté dans la suite de ce chapitre.

²⁴ Le nombre de coefficient d'un polynôme à n dimensions et de degré d vaut $\binom{n+d}{d} = \frac{(n+d)!}{d!n!}$ (exercice classique de dénombrement).

3.1.3 Avant interaction mécanique pastille/gaine

3.1.3.1 Jeu pastille/gaine et gonflement

Dans la démarche FARM, la taille et la forme du cœur, le nombre de couronnes d'assemblages, le nombre de couronnes d'aiguilles par assemblage ainsi que la fraction de caloporteur dans le réseau d'aiguilles sont considérés comme des variables d'optimisation. Ainsi, lorsque l'on arrive au calcul combustible, pour un jeu de variables donnés, le pas du réseau et le diamètre de l'aiguille sont fixés. Les dimensions extérieures de l'élément combustible sont imposées et l'épaisseur de la gaine est elle aussi fixée, (soit constante, soit imposée par la variable d'optimisation). Ainsi, toutes les dimensions de la gaine sont figées, et le seul degré de liberté restant est le diamètre de la pastille combustible, et le jeu pastille/gaine qui lui est associé. Ce couple de variable va alors être fixé afin de respecter un certain objectif de burn-up.

Le phénomène physique prépondérant dans le dimensionnement d'une aiguille combustible est le gonflement du combustible. En effet, sous irradiation, une pastille de combustible carbure va gonfler, à peu près linéairement avec le burn-up, sous les effets conjugués de l'irradiation et de la production de gaz de fission. On suppose généralement (c'est en tout cas le cas dans METEOR qui sert de base à la modélisation de FARM) que la pastille va gonfler de façon isotrope. La vitesse de gonflement, qui est généralement de l'ordre de 2% (en volume) par at%, va dépendre de plusieurs paramètres, dont notamment la température. Ainsi, des températures plus élevées vont conduire à un gonflement plus fort.

En considérant alors un profil de puissance neutronique sinusoïdal classique et le profil de température d'hélium associé, (voir Figure 66, et pour plus de détails 4.2 (profil de puissance) et 3.3.1.1 (profil de température)), le gonflement ne va pas être le même sur toute la hauteur de l'aiguille. Pour dimensionner le jeu pastille/gaine, on va donc se situer à l'endroit le plus pénalisant (hauteur où le combustible gonfle le plus dans le cas d'une gaine SiC, et où le critère de fluage est atteint le plus vite pour une gaine vanadium), ce que l'on appelle « la cellule dimensionnante ».

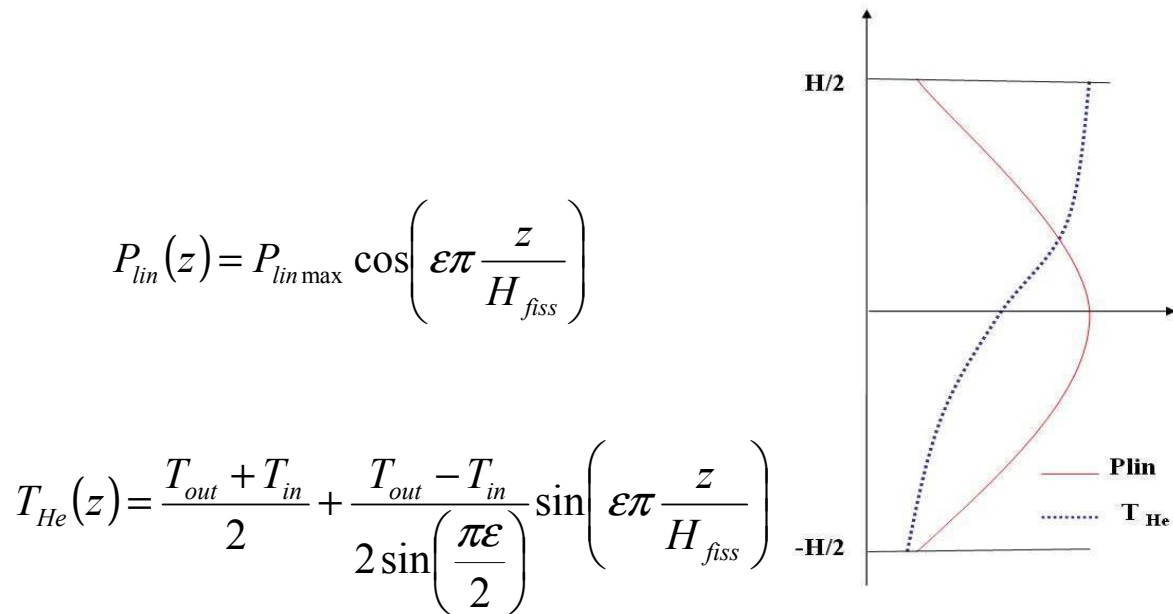


Figure 66 : Profils axiaux de puissance et de température caloporteur

Chapitre III

Physique du combustible

La cellule dimensionnante est toujours située dans l'aiguille dont la puissance est la plus forte du cœur (souvent dans l'assemblage central du cœur, mais parfois dans les assemblages à la frontière des zones d'enrichissement (voir 2.1.1) car le flux neutronique y remonte alors fortement). Sa position axiale est quant à elle le fruit d'un équilibre entre le fait d'avoir une haute température et une forte puissance linéique (voir Figure 67), dans le cas d'une gaine SiC. Elle se situe généralement un peu en-dessous du point chaud combustible. Dans FARM pour trouver la position de la cellule dimensionnante, l'aiguille est discrétisée (généralement en 15 mailles axiales), et on recherche alors la maille la plus pénalisante.

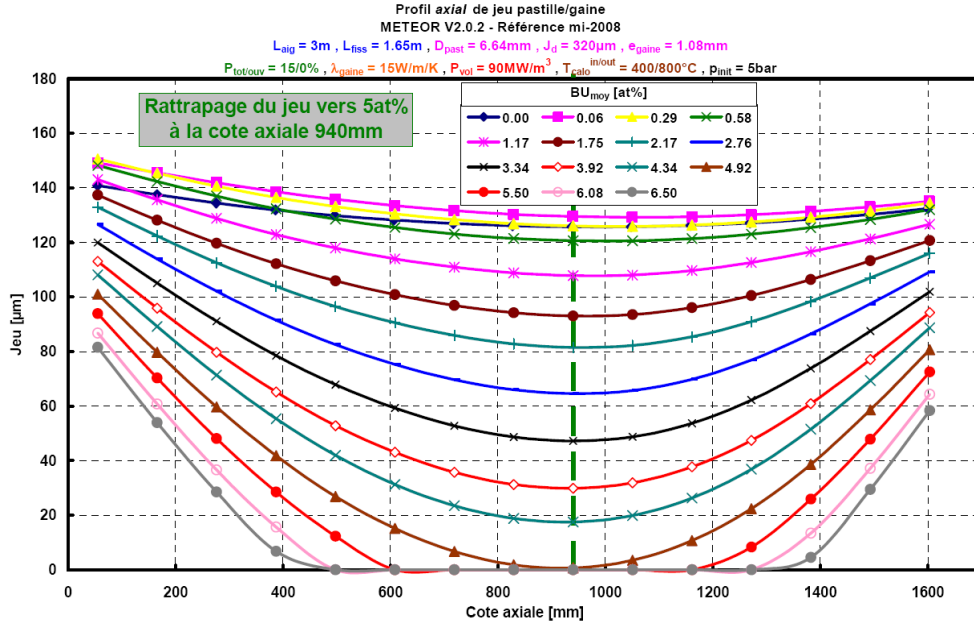


Figure 67 : Exemple de rattrapage du jeu pastille/gaine sur le cœur SiC joint hélium, version mi-2008, METEOR.V2.0.2

La position indiquée en pointillés verts est la cellule dimensionnante.

On définit alors le gonflement radial du combustible DR, à un instant t :

$$DR(t) = \frac{r_c(t) - r_c(0)}{r_c(0)}$$

Où r_c est le rayon de la pastille combustible, à chaud, et en le considérant toujours à la même température. En effet, les effets de dilatation vont eux aussi faire varier le rayon de la pastille, il est donc nécessaire de définir le gonflement de façon indépendante des variations de température.

Dans le cas le plus simple d'une gaine SiC avec un joint hélium, on peut donc en déduire que pour atteindre le burn-up de fin de vie souhaité (qui est donc le burn-up à l'IMPG) le jeu radial, à chaud, en début de vie de la cellule dimensionnante doit vérifier :

$$j_{pastille/gaine}^{chaud}(0) = r_c^{chaud}(0) * DR(Bu_{IPG_{max}})$$

Et par conséquent le jeu radial initial à froid :

Chapitre III

Physique du combustible

$$j_{pastille/gaine}^{froid}(0) = rc^f(0) \frac{DR(Bu_{IPG \max})(1 + \alpha_{comb}(T_{comb IPG}^{moy})) + \alpha_{comb}(T_{comb IPG}^{moy}) - \alpha_{gaine}(T_{gaine}^{moy})}{1 + \alpha_{gaine}(T_{gaine}^{moy})}$$

Où $\alpha_{comb}(T_{comb IPG}^{moy})$ est le coefficient de dilatation du combustible à la température moyenne du combustible pour la cellule dimensionnante lorsque le combustible entre en contact avec la gaine, et $\alpha_{gaine}(T_{gaine}^{moy})$ le coefficient de dilatation de la gaine à la température moyenne de la gaine. (voir 3.3.1.2 pour les dilatations)

Ainsi, pour un gonflement DR connu, et pour des températures moyennes connues, on peut établir une relation univoque entre le jeu pastille/gaine, et le rayon de la pastille combustible.

Dans le cas d'une gaine vanadium, on utilise exactement la même équation pour déterminer le jeu qui permettra de respecter un certain burn-up avant *IMPG*, même si le critère de fin de vie porte sur le fluage avec une autre équation qui sera présentée au 3.1.4.

Dans le cas d'un combustible utilisant un buffer, le critère de fin de vie s'écrit alors :

$$S_{buffer / final}^{chaud} = S_{buffer / init}^{chaud} * (1 - poro_{buffer})$$

Où S est la surface occupée par le buffer dans une section de gaine, et $poro_{buffer}$ la porosité considérée pour le buffer.

La résolution des équations permet alors d'en déduire le jeu pastille/gaine nécessaire à froid, pour tolérer un gonflement DRmax donné.

$$j_{pastille/gaine}^{froid}(0) = rc^f(0) \frac{Bf(1 + \alpha_{comb}(T_{comb IPG}^{moy})) + \alpha_{comb}(T_{comb IPG}^{moy}) - \alpha_{gaine}(T_{gaine}^{moy})}{1 + \alpha_{gaine}(T_{gaine}^{moy})}$$

$$\text{Où } Bf = \sqrt{\frac{(1 + DR \max)^2 - (1 - poro_{buffer})}{poro_{buffer}}} - 1$$

On peut remarquer qu'il s'agit de la même équation que précédemment mais où le gonflement DR a été remplacé par le Bf. On vérifie alors qu'un joint hélium sans buffer correspond bien à un buffer avec une porosité de 100%.

Le gonflement du combustible DR en fonction du burn-up et des différents paramètres de l'irradiation est donc une grandeur essentielle à calculer.

Dans FARM, on a retenu, sur la base de la modélisation de référence pour le combustible carbure, les 4 paramètres les plus influents sur le comportement du combustible auxquels se rajoute la température (laquelle nécessite 1 ou 3 paramètres suivant la modélisation considérée, voir 3.1.3.2) :

Chapitre III

Physique du combustible

- La puissance linéique sur le volume de la pastille : P_{lin}

La puissance linéique est très importante, car d'une part, c'est elle qui va déterminer, le burn-up, le profil de température à l'intérieur de la pastille, mais également la quantité de gaz de fission produits au cours de l'irradiation et la dégradation des propriétés des matériaux. On la suppose constante au cours de l'irradiation, ce qui pour un cœur isogénérateur est une hypothèse acceptable (voir 4.2). On préfère par ailleurs utiliser la puissance linéique plutôt que la puissance volumique, car elle est directement proportionnelle au ΔT à l'intérieur de la pastille et est reliée à la taille de la pastille. Cela permet d'éviter que le plan d'expérience ne contienne des pastilles à la fois très grosses avec des fortes puissances volumiques, qui conduiraient à des cas trop extrêmes qui pourraient provoquer la non-convergence du calcul.

- Le rayon de la pastille à froid : r_c

Le rayon de la pastille va intervenir dans le profil de température à l'intérieur de la pastille, ainsi que dans la migration des gaz de fission. Il est donc nécessaire de le prendre en compte pour établir les lois de gonflement du combustible. Cependant, si le paramètre que l'on fait varier est le rayon de la pastille à froid, dans les calculs, le rayon considéré est bien le rayon à chaud, car les effets de dilatations jouent alors au premier ordre, pouvant faire varier le jeu pastille/gaine de 30 à 40%.

- Le taux de porosité totale du combustible : p_{tot}

Ce paramètre de fabrication du combustible est un paramètre important dans la physique de la pastille combustible car il va déterminer le volume disponible pour le stockage des produits de fission à l'intérieur de la pastille.

- Le taux de porosité ouverte du combustible : p_{ouv}

Le taux de porosité ouverte est un paramètre de microstructure du combustible qui caractérise l'interconnexion des différents pores initialement présents dans le combustible. Ainsi, un fort taux de porosité ouverte, va conduire à un fort taux de relâchement des gaz de fission ; puisque le gaz des bulles de l'intérieur de la pastille va pouvoir, via ces connexions entre les porosités, rejoindre le bord de la pastille et s'échapper. Ceci est très favorable du point du gonflement, cependant cela peut fortement dégrader la thermique de l'aiguille. Au contraire, un faible taux de porosité ouverte, aura tendance à conserver les gaz de fission à l'intérieur du combustible, et conduira donc à un plus fort gonflement, mais à une thermique a priori plus favorable.

Ce paramètre est donc crucial dans l'optimisation du combustible puisqu'il va déterminer la balance entre le fait de stocker ou non les gaz de fission dans le combustible, entre le gonflement du combustible et la thermique du combustible.

On établit donc des lois de gonflement des pastilles combustible en fonction du burn-up, des hypothèses de température, et de ces quatre paramètres (voir 3.2).

Commençons tout d'abord par étudier l'influence de la température, qui va jouer un rôle déterminant sur les vitesses de gonflement.

Chapitre III

Physique du combustible

3.1.3.2 Thermique du combustible

Au cours de l'irradiation, la température de surface du combustible va fortement varier comme le montre la Figure 68.

Les deux principaux phénomènes qui vont régir ses variations sont d'une part le gonflement, et d'autre part le relâchement des gaz de fission.

- En effet, le gonflement de la pastille combustible va réduire l'épaisseur de la lame de gaz qui le sépare de la gaine. Ceci va permettre d'améliorer l'échange thermique entre le combustible et la gaine, et va donc tendre à diminuer la température extérieure du combustible. Et ce jusqu'à ce que l'interaction mécanique pastille/gaine (IMPG) soit atteinte, où la température de surface du combustible sera alors proche de la température interne de la gaine.
- Par contre, le relâchement des gaz de fissions (principalement Xe et Kr), dans le jeu et les vases d'expansion, va fortement dégrader la conductivité thermique du mélange de gaz, car ils ont des conductivités thermiques beaucoup plus faibles que l'hélium (10 à 100 fois plus faibles). Cet effet va donc avoir tendance à élever la température du combustible.

Par exemple, considérons la zone d'entrée du cœur. Le combustible étant assez froid et la puissance volumique faible, il va relativement peu gonfler. Par contre, la pollution du jeu pastille/gaine par les gaz de fission, qui elle va être partout la même, va fortement détériorer la conductivité thermique du jeu. Ainsi, l'effet de détérioration du jeu va être prédominant et l'on constate que la température augmente au cours de l'irradiation (150°C dans le cas du cœur de référence).

La même interprétation est possible en haut du cœur, même si la température plus élevée du combustible le fait gonfler un peu plus ce qui atténue l'élévation de température.

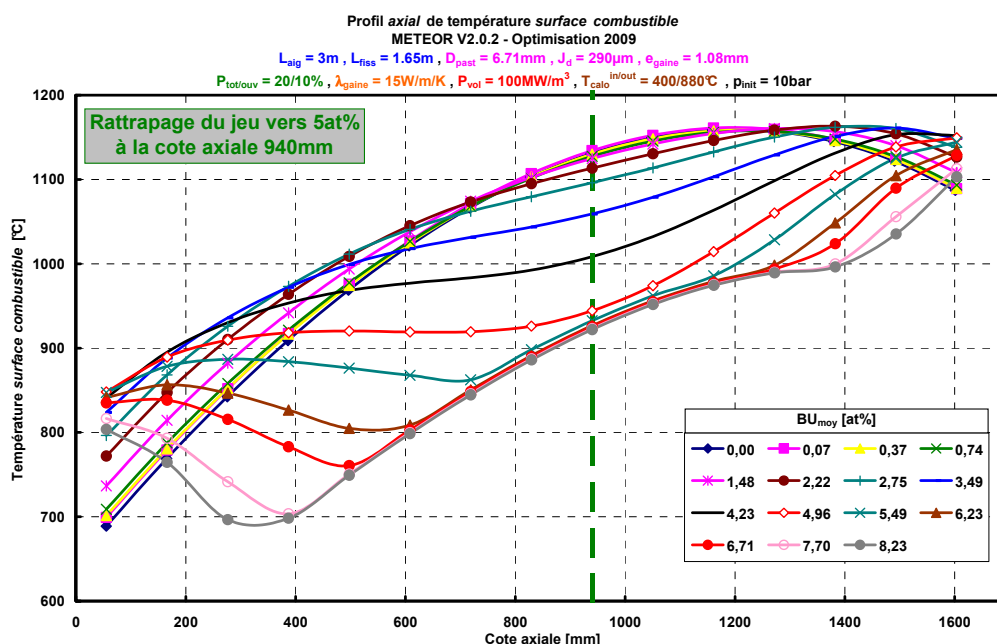


Figure 68 : Evolution de la température de surface du combustible du cœur de référence SiC, METEOR.V2.0.2

Chapitre III

Physique du combustible

Par contre, pour la cellule dimensionnante, la forte puissance volumique et la température élevée vont fortement faire gonfler le combustible. Par conséquent, l'effet thermique de réduction du jeu (par gonflement de la pastille) va l'emporter sur la dégradation de la conductivité du gaz. On constate alors une forte diminution de la température, jusqu'à l'interaction mécanique pastille/gaine où la température extérieure du combustible est alors presque la même que celle de face intérieure de la gaine. Les chutes de températures en question peuvent être de l'ordre de 200°C. La balance entre ces deux phénomènes détermine donc le comportement thermique du combustible. Une fois l'*IMPG* atteinte, la température de surface du combustible ne varie alors presque plus.

Dans le cas du buffer, la phénoménologie est encore plus complexe. En effet le coefficient d'échange thermique du buffer va alors être intermédiaire entre la conductivité des fibres de SiC et celle du mélange de gaz (He en début de vie, et avec les gaz de fission ensuite), et ce suivant la porosité du buffer. Ainsi, au cours de l'irradiation, trois effets vont alors jouer, le gonflement et la réduction de porosité du buffer d'un côté, qui vont alors améliorer le coefficient d'échange thermique, et le relâchement des gaz de fission, qui là aussi va dégrader ce coefficient d'échange. A l'heure de la rédaction de cette thèse, il n'existe toujours aucun code ni modèle complet pour simuler l'évolution de ce coefficient d'échange pastille/gaine dans le cas d'un buffer. C'est pourquoi, dans FARM on suppose, en cohérence avec les recommandations et les premières études du Département d'Etude du Combustible, que la conductivité du buffer va se comporter de la même façon que le joint hélium, avec juste une amélioration du coefficient d'échange thermique par un coefficient constant fth_{buffer} . La modélisation implémentée est alors très simple :

$$\lambda_{buffer} = \lambda_{joint He} * fth_{buffer}$$

On présente au 3.3.1.2, la méthode d'évaluation de ce coefficient. Cette modélisation est bien entendu simplifiée. En effet, ce facteur fth_{buffer} va évoluer au cours de l'irradiation. Toutefois, en l'absence de modélisation plus détaillée on le considérera constant.

La température intérieure du combustible va pratiquement suivre la même variation que celle de surface, car la conductivité thermique du carbure va relativement peu varier au cours du temps, de l'ordre de -2%/at% (soit une réduction de 20% pour un burn-up local de 10 at%), contrairement au combustible oxyde par exemple. Dans FARM, pour les calculs de température en fin de vie, ou « représentatifs de l'irradiation » (voir ci-dessous), on modélise cet effet de façon très simplifié en considérant une conductivité uniformément dégradée de 20%.

Une des principales difficultés va alors être de réussir à prendre en compte de telles variations de température au cours de l'irradiation en un minimum de paramètres de modélisation afin que les méta-modèles puissent être construits facilement.

Dans le premier modèle de physique du combustible qui a été conçu, avec pour objectif l'étude des cœurs SiC, on a alors cherché à ne paramétrer la température que par un seul paramètre. On a alors choisi de considérer une température de surface du combustible « représentative » de l'irradiation ; c'est-à-dire qu'on fait l'hypothèse qu'une pastille de combustible qui a subi tout un profil de variation de température de surface, va se comporter comme si elle était restée à une température de surface constante (voir Figure 69). Le fait de considérer la température de surface permet ainsi de s'affranchir des changements de conductivité du carbure avec l'irradiation.

Chapitre III

Physique du combustible

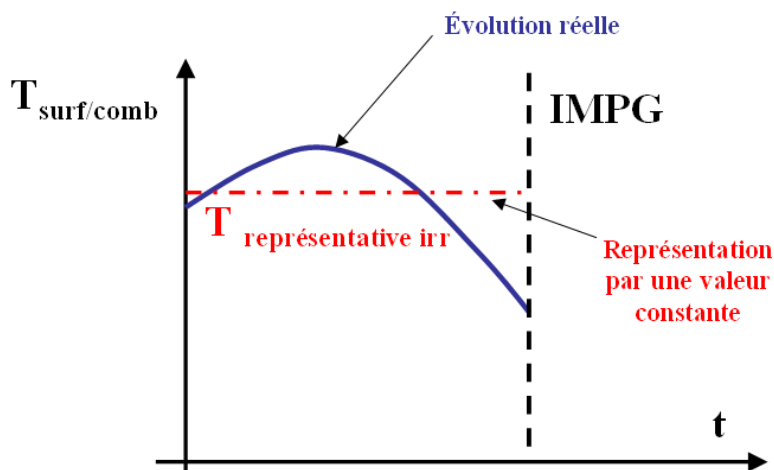


Figure 69 : Schéma de principe de la température représentative d'irradiation

Cette hypothèse permet alors de réaliser les interpolations du comportement du combustible sur des températures de surface de pastille constantes au cours du temps. La difficulté de ce modèle étant ensuite de calculer cette température représentative. Le détail de ce calcul est présenté au 3.3.2.2 et est basé sur un modèle analytique d'évaluation de cette température (prenant en compte les deux aspects de gonflement et de détérioration de la thermique par les gaz de fission) qui est ensuite recalé et validé sur des calculs complets issus de METEOR.

Une telle modélisation permet également de s'affranchir des variations du rayon de la pastille dues aux dilatations, et de bien interpoler directement le DR tel que défini précédemment.

Il en ressort que cette modélisation est relativement adaptée pour modéliser les combustibles des cœurs gainés en SiC (joint He et buffer) puisqu'elle permet de concevoir des aiguilles avec une précision d'environ 5% sur le burn-up, ce qui est considéré acceptable pour les objectifs de FARM.

Par contre, dans le cas des combustibles gainés en vanadium, le critère de dimensionnement de la fin de vie n'est alors plus l'interaction mécanique pastille/gaine, mais un critère sur le fluage, et donc l'irradiation va pouvoir continuer après l'*IMPG*. Ceci va donc modifier très fortement le profil de température de surface combustible, puisque pour les mailles qui atteignent l'*IMPG* (ce qui est pratiquement le cas de toutes, sauf les extrémités supérieures et inférieures de l'aiguille), une longue période de l'irradiation sera à température constante, proche de la température de la gaine (voir Figure 70).

Chapitre III

Physique du combustible

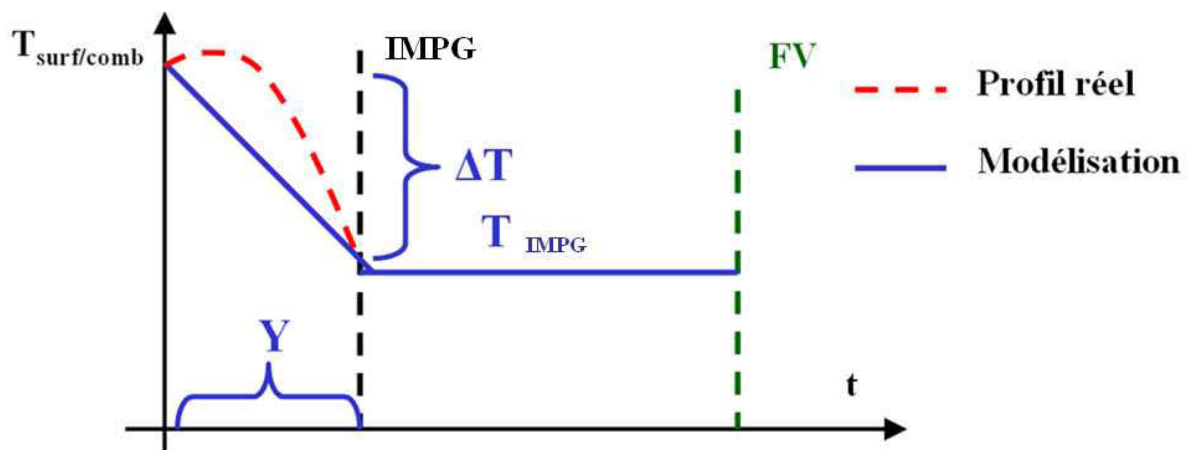


Figure 70 : Schéma de principe de la modélisation de la température surface combustible dans le cas d'une gaine Vanadium

Dans ces conditions, une modélisation n'utilisant qu'un seul paramètre de température représentative n'est alors plus suffisante. On réalise alors un second modèle combustible, basé cette fois sur un profil de température. On suppose alors qu'avant l'IMP, la température va décroître de façon linéaire, ce qui n'est bien sûr qu'une approximation (le profil réel étant systématiquement un peu plus chaud). Puis que après l'IMP, la température de surface combustible reste constante, ce qui est par contre une hypothèse beaucoup plus réaliste (ses variations ne dépassent pas quelques degrés). Ce profil extrêmement simple fait alors intervenir 3 paramètres, la variation de température avant IMP (ΔT), l'instant où a lieu l'IMP (le paramètre y), et la température en IMP. On va donc interpoler le comportement du combustible pour divers profils de température. Cette modélisation a pour principal inconvénient de mal modéliser le profil avant IMP, et de ne plus prendre en compte l'équilibre entre l'impact des gaz de fission et le gonflement. L'impact de la pression initiale en hélium notamment est alors mal modélisé.

De plus, le fait de considérer un profil de température dans l'interpolation va faire que l'interpolation va alors intégrer directement les variations induites par la dilatation du combustible. Il faut donc corriger cet effet afin de rester cohérent avec les équations de l'autre modèle combustible.

Par contre, l'avantage de ce modèle est qu'il ne nécessite aucun recalage, et sa validation (voir 3.4.2) montre que même s'il est peu précis (l'ensemble du modèle combustible vanadium surestime le burn-up avec un biais de 18%), il reste relativement sélectif (avec un écart type de 5%, voir 3.4.2), ce qui est l'objectif principal de FARM.

3.1.3.3 Gaz de fission

Ainsi, comme expliqué précédemment, le relâchement des gaz de fission a un impact majeur sur la thermique du combustible pour les cœurs gainés en SiC, et il est très important de les étudier en détail. Pour les cœurs vanadium, cet impact est plus faible et n'est surtout pas pris en compte dans la modélisation, mais la quantité de gaz de fission rejetée va néanmoins être importante afin d'estimer les contraintes de pression subies par l'aiguille.

Une fois créés, une part plus ou moins importante des gaz de fission va migrer à travers la microstructure du combustible pour s'évacuer dans le jeu pastille-gaine, et les

Chapitre III

Physique du combustible

vases d'expansion, alors qu'une autre part va rester prisonnière du combustible. Cette balance est fondamentale dans le comportement thermique de l'aiguille. On définit alors TR, le taux de relâchement des gaz de fission à une cote donnée, de la façon suivante :

$$TR(t) = \frac{V_{\text{gaz}}^{\text{relâchés}}(t)}{V_{\text{gaz}}^{\text{produits}}(t)}$$

Où V_{gaz} représente les volumes de gaz de fission dans les Conditions Normales de Température et de Pression (CNTP), et représente donc bien une quantité de gaz.

Pour bien prendre en compte la thermique du combustible, ainsi qu'estimer la pression que subit l'aiguille, il est donc indispensable d'estimer la proportion de gaz qui va s'échapper. C'est pourquoi on a établi des lois du taux de relâchement des gaz de fission en fonction du burn-up, de la modélisation de la température considérée, et des quatre paramètres cités ci-dessus, la puissance volumique dans le combustible, le rayon de la pastille, la porosité totale et le taux de porosité ouverte (voir 3.2). Ces lois permettront alors d'estimer la quantité de gaz relâchés sur toute l'aiguille. Une fois relâchés, on considère que les gaz de fission vont parfaitement se mélanger avec l'hélium initialement présent, et que le mélange de gaz sera homogène partout dans l'aiguille.

Une solution naturelle pour réduire l'impact des gaz de fission sur la thermique est de chercher à stocker un maximum d'hélium dans l'aiguille avant l'irradiation. En effet, plus il y a d'hélium, pour une même quantité de gaz de fission relâchés, meilleure sera la conductivité du mélange de gaz. On dilue ainsi les gaz de fission pour en réduire l'impact. Or pour stocker une grande quantité d'hélium initialement dans la gaine on dispose de deux moyens :

- **Les vases d'expansion.** Plus ces derniers seront grands, plus le volume d'hélium initial sera élevé, et par conséquent l'impact des gaz de fission réduit. Cette solution, indispensable, a cependant pour principaux inconvénients d'augmenter les pertes de charges de façon significative et ainsi de nuire aux capacités de refroidissement du cœur en situation accidentelles (c'est à dire une dégradation de l'estimateur de sûreté « Puissance de pompage »), mais aussi de limiter la taille de la zone fissile dans le cas des aiguilles SiC (limitées à 3m de hauteur).
- **Pressuriser l'hélium initial.** Augmenter la pression de l'hélium inséré dans l'aiguille en début d'irradiation est un excellent moyen pour augmenter la quantité d'hélium initiale sans pour autant augmenter la taille des vases d'expansion. Cependant, lorsque les pressions initiales commencent à être significatives, il se peut qu'en situations accidentelles impliquant un échauffement de l'aiguille, la pression totale (induite par l'hélium et les gaz de fission) à l'intérieur de l'aiguille atteigne des valeurs très élevées de l'ordre de 200 bars, sous l'effet de la température. De telles pressions risqueraient alors d'endommager la gaine, c'est pourquoi on a défini un estimateur de sûreté associé à cette pression (voir 1.2.2.1).

Ainsi, la conception d'une aiguille et d'un cœur nécessite un compromis entre les deux options, afin de garder une pression maximale à l'intérieur de l'aiguille qui ne soit pas trop élevée, et des tailles de vases d'expansion acceptables.

3.1.4 Interaction mécanique pastille/gaine

L'utilisation du vanadium comme matériau de gainage ajoute alors toute une phénoménologie supplémentaire à l'étude du combustible : le fluage, c'est-à-dire la capacité de la gaine à se déformer lorsqu'elle subit une contrainte.

On rappelle tout d'abord ci-dessous quelques définitions concernant les contraintes et le fluage.

3.1.4.1 Contraintes et déformation équivalentes

Le fluage dépend du niveau de contrainte auquel la gaine est soumise. Mais dans un cylindre tel qu'une gaine, il y a en réalité 3 types de contraintes différentes (voir Figure 71):

- La contrainte radiale, σ_r
- La contrainte ortho-radiale, ou circonférentielle, $\sigma_{\theta\theta}$
- La contrainte axiale, σ_{zz}

Afin de pouvoir prendre en compte une contrainte équivalente dans le matériau, on utilise la contrainte de Von Mises, définie de la façon suivante²⁵ :

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_{\theta})^2 + (\sigma_z - \sigma_{\theta})^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2}$$

Les lois de fluage sont en effet établies en fonction de cette grandeur.

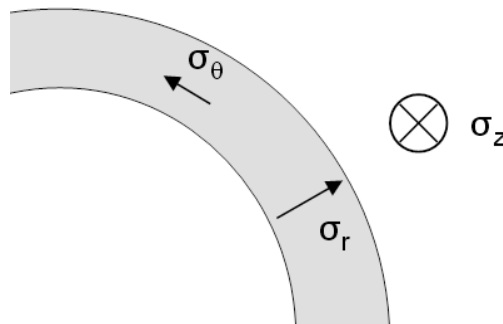


Figure 71 : Schéma de principe des différentes contraintes d'un cylindre

Par ailleurs, dans une géométrie simple, où il n'y a du fluage que suivant une seule direction (x par exemple), on peut relier la déformation induite par fluage aux dimensions géométriques (noté l) :

$$\epsilon_x = \frac{\Delta l}{l}$$

²⁵ L'utilisation de cette contrainte fut formulée par Maxwell en 1865. Huber (1904) la développa partiellement dans un article en polonais [HIL50]. Cependant, sa paternité est généralement attribuée à Von Mises (1913) [FOR63].

Chapitre III

Physique du combustible

Dans le cas d'une géométrie cylindrique, un peu plus complexe, on ne peut pas utiliser cette formule dans toutes les directions, par contre, elle reste valable axialement. On a donc :

$$\varepsilon_{zz} = \frac{\Delta z}{z}$$

Ainsi, le taux de déformation, associé au fluage, est une grandeur sans unité. Toutefois, le critère de fluage thermique de 1% considéré dans FARM (voir 3.1.1), est un critère sur le fluage total, et pas uniquement le fluage radial ou axial. Pour les relier on utilise donc la définition du déplacement équivalent :

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} (\varepsilon_{rr}^2 + \varepsilon_{\theta\theta}^2 + \varepsilon_{zz}^2)}$$

Si l'on fait l'hypothèse comme mentionnée plus haut que la pastille gonfle de façon isotrope, et qu'elle impose son déplacement à la gaine aussi bien radialement qu'axialement, ce qui est l'hypothèse considérée ici (voir 3.1.4.3) on a alors :

$$\frac{\Delta r}{r} = \varepsilon_{zz} = \frac{\Delta z}{z}$$

Et sous ces hypothèses, on montre que le fluage équivalent peut s'écrire au premier ordre (détails au 3.4.1.2) :

$$\varepsilon_{eq} \approx \frac{\Delta r}{r} \sqrt{\frac{7}{4}}$$

$$\text{Si } \varepsilon_{eq} = 1\% \quad \Rightarrow \quad \frac{\Delta r}{r} \approx 0.76\%$$

Cela signifie donc que le critère de fluage thermique considéré dans FARM, peut s'interpréter comme le fait que la déformation de la gaine, issue du fluage thermique, n'induit pas une variation du rayon moyen de la gaine de plus de 0.76%.

3.1.4.2 Fluage avant IMPG

Tout d'abord, avant l'IMPG, la gaine va se déformer sous l'effet de la pression. En effet, la pression externe de l'aiguille est celle du caloporteur, soit 70 bars, alors que la pression interne est généralement inférieure, de l'ordre de 20 à 50 bars en début de vie suivant les cœurs considérés, et elle augmente ensuite suivant la quantité de gaz de fission relâchés et la taille des vases d'expansion disponibles pour les stocker. Cette différence de pression va donc induire une contrainte sur la gaine qui va alors se comprimer, et se rapprocher de la pastille (voir Figure 72). Cet effet est alors pénalisant car il va conduire à une interaction mécanique pastille/gaine plus précoce, et donc réduire le burn-up. Afin de limiter son impact, une solution est de pressuriser en hélium l'aiguille en début de vie pour limiter l'écart de pression et donc la contrainte. La dilution des gaz de fission dans l'hélium initial et son impact sur la thermique n'étant pas modélisé dans FARM, dans le cas du modèle combustible incluant l'IMPG (cas vanadium), c'est la seule façon dont la pression interne en hélium influe alors sur les performances du combustible.

Chapitre III

Physique du combustible

En général, la pression du caloporteur est supérieure à celle dans la gaine. Mais, afin d'explorer tous les concepts de cœurs, il a été envisagé et intégré au modèle FARM, la possibilité qu'au cours de l'irradiation, avant l'*IMPG*, sous l'effet des gaz de fission, la pression se renverse et devienne plus importante à l'intérieur de l'aiguille qu'à l'extérieur. Dans ce cas, le fluage change de sens et la gaine va alors augmenter en rayon en s'éloignant de la pastille combustible. Dans ce cas le fluage est alors favorable. Toutefois peu, voire aucun de ces cœurs n'ont été retenus dans l'optimisation pour des raisons de comportement en situation accidentelle (voir 3.1.4.4).

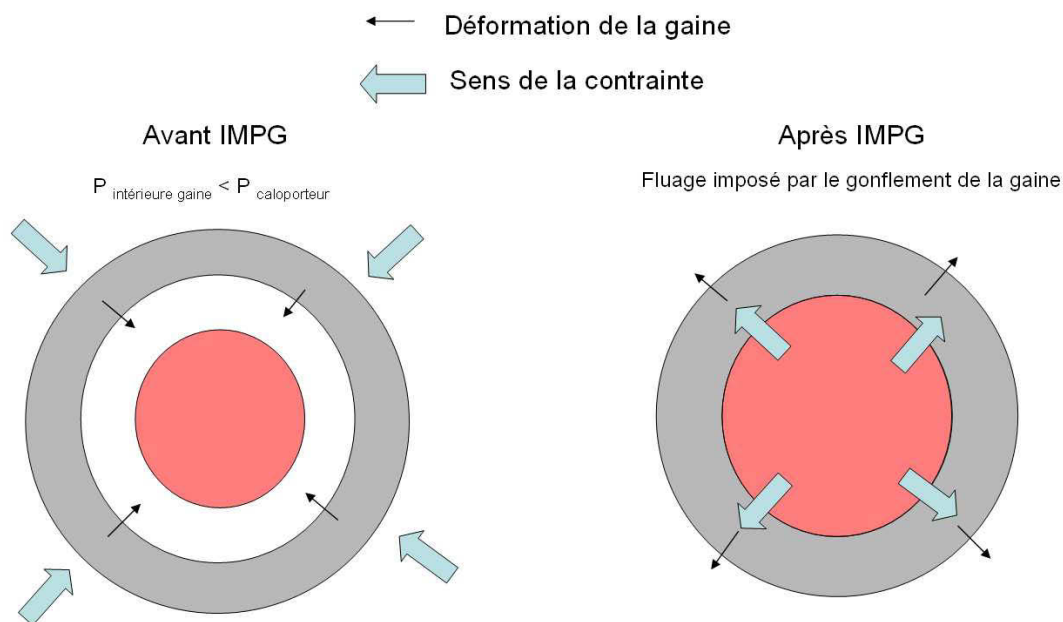


Figure 72 : Sens de la déformation induite par le fluage au cours de l'irradiation

Durant cette première partie de l'irradiation, qui dure en général un peu plus de la moitié de l'irradiation pour la cellule dimensionnante, les niveaux de contrainte à l'intérieur de la gaine sont relativement faibles. On présente sur la Figure 73 les profils de contrainte Von Mises issus de calculs METEOR.V2.1.1, à trois instants de l'irradiation ; en début de vie (DV), au moment de la première interaction mécanique pastille/gaine (*IMPG*), et en fin de vie (FV). Ces calculs ont été réalisés sur le cœur de référence vanadium, le cœur « Papyr » (voir 6.3), mais on retrouve le même comportement général sur tous les cœurs vanadium. On constate alors que le niveau de contrainte est tout d'abord relativement uniforme sur la hauteur de l'aiguille sur toute la première partie de l'irradiation avant *IMPG*. De plus, les valeurs sont relativement faibles de l'ordre de 10 MPa. On peut aussi remarquer que la contrainte diminue entre le début de vie et l'*IMPG*, ce qui est dû à la diminution de l'écart de pression entre le caloporteur, induit par le relâchement des gaz de fission.

La loi de fluage thermique étant très non-linéaire en fonction de la contrainte (exposant 4.9), les valeurs de fluage thermique induites à ces niveaux de contrainte sont très faibles, voire négligeables vis-à-vis du critère de 1% (généralement de l'ordre de 10^{-4}). Les valeurs de fluage d'irradiation (ce type de fluage est lui proportionnel à la contrainte, et au flux neutronique) sont plutôt de l'ordre de $5 \cdot 10^{-3}$ (au plan de flux maximum), on peut donc en déduire qu'avant *IMPG*, le fluage est principalement dû à l'irradiation. Des fluages de cet ordre induisent tout de même des réductions du jeu pastille/gaine de l'ordre de quelques dizaines de micromètres, ce qui est loin d'être négligeable sur le burn-up (le jeu pastille/gaine à froid du cœur de référence est de 145 μm).

Chapitre III

Physique du combustible

Profils de Contraintes Von Mises axiaux
calculés par METEOR.V2.1.1 sur le cœur Vanadium Papyr

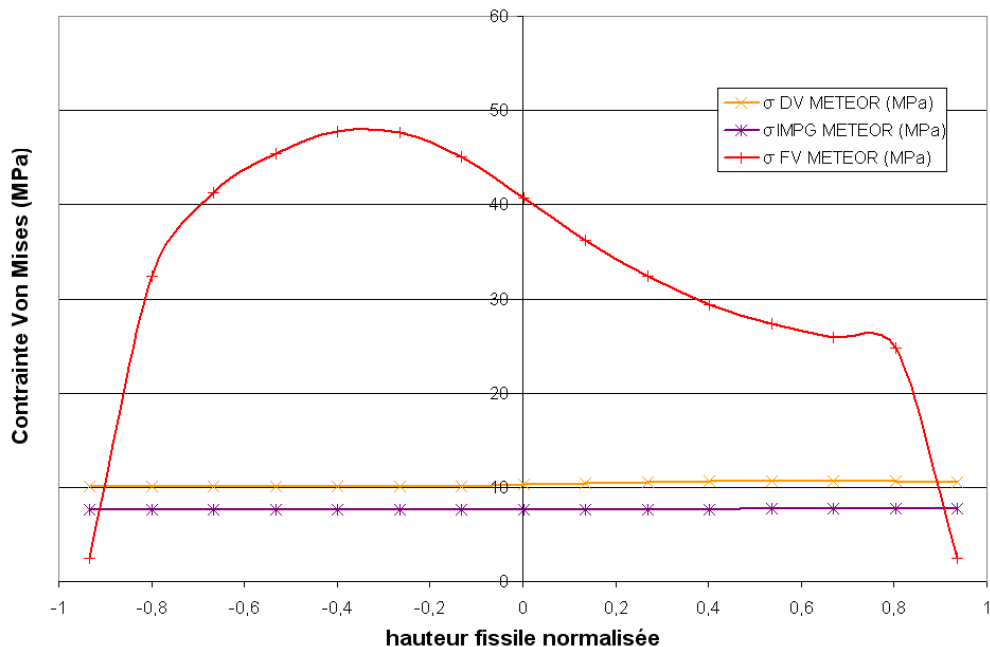


Figure 73 : Profils axiaux de contraintes Von Mises dans une gaine vanadium (cœur Papyr)

On présente sur la Figure 74, la variation du rayon de la gaine induite par le fluage, d'un cœur où justement, contrairement à la majorité des cœurs, le fluage thermique avant *IMPG* est relativement important (du même ordre que le fluage d'irradiation). Ceci s'explique par le fait que la température de sortie de ce cœur est très élevée pour un cœur vanadium (800°C). Sur la partie inférieure de l'aiguille (où le fluage thermique est totalement négligeable), on observe bien que le rayon interne gaine se réduit, et ce de façon proportionnelle au profil de flux (qui lui est sinusoïdal, voir 4.2). Les déformations seraient alors parfaitement symétriques, si en haut de l'aiguille des températures relativement élevées n'étaient pas atteintes (de l'ordre de 850°C sur ce cœur). Le fluage thermique augmentant en exponentielle de la température, malgré la faible contrainte, des vitesses de fluage thermique non négligeables sont atteintes et induisent un fluage supplémentaire, du même ordre que le fluage d'irradiation. Par ailleurs, on voit bien l'*IMPG* qui commence au centre de la gaine à induire un fluage dans l'autre sens à partir de 5 at%.

Chapitre III Physique du combustible

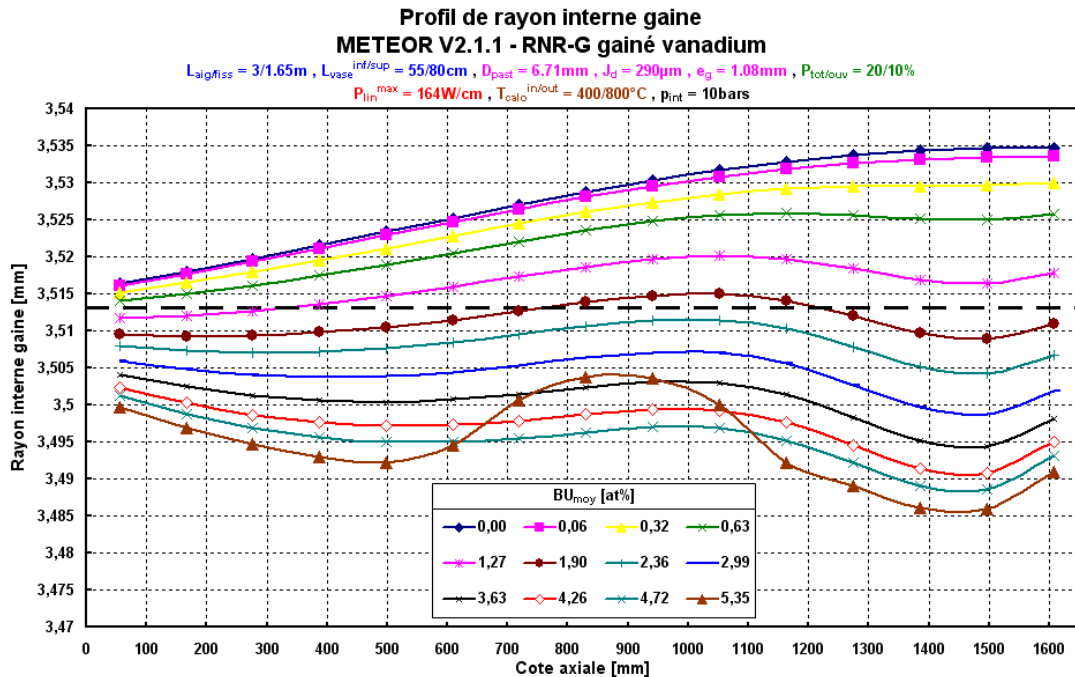


Figure 74 : Profil axial de rayon interne gaine au cours du temps sur un cœur gainé vanadium

3.1.4.3 Fluage après IMPG

Lorsque la pastille combustible atteint la gaine, commence alors ce qu'on appelle l'interaction mécanique pastille/gaine. Dans le cas d'une gaine vanadium, la pastille va alors continuer de gonfler, comme si elle n'était entourée d'aucune gaine. En effet, le combustible carbure étant un combustible très « dur », et le vanadium un matériau beaucoup plus ductile, c'est la gaine qui va se déformer de façon à suivre le gonflement du combustible. Ce fait est bien visible sur la Figure 75, où l'on peut notamment bien remarquer qu'il n'y a aucune rupture de pente au moment de l'IMPG, et que l'hypothèse comme quoi le combustible va gonfler sans « voir » la gaine est tout à fait valide (sur la base de la modélisation METEOR).

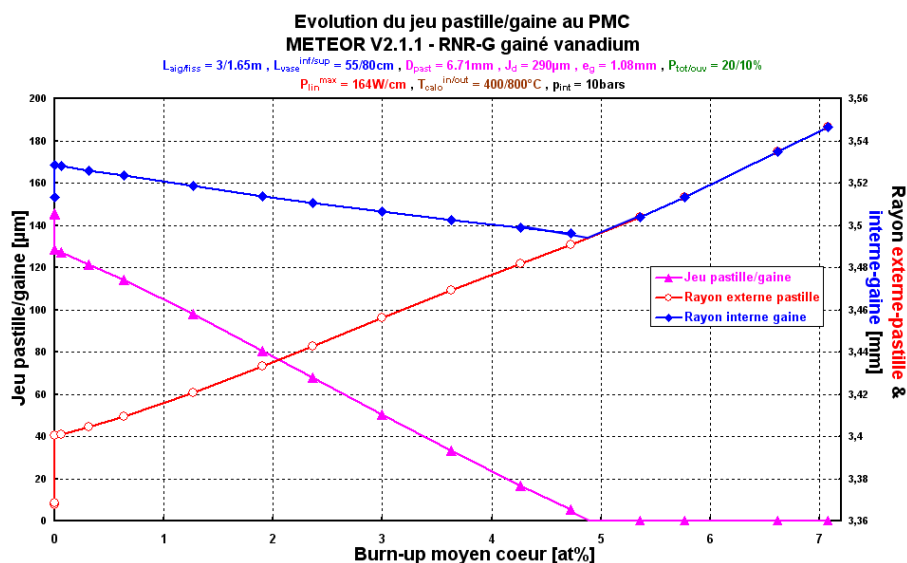


Figure 75 : Exemple d'évolution du rayon de la pastille en fonction du temps avec un gainage Vanadium

Chapitre III

Physique du combustible

On peut donc considérer que la gaine va alors subir une déformation imposée au cours du temps (comme indiqué sur la Figure 72), et c'est alors sa capacité de fluage qui va permettre d'accommoder la déformation. Durant cette seconde phase de l'irradiation la gaine va donc fluer, à une vitesse de fluage totale imposée par le gonflement du combustible. Le combustible gonflant à la fois radialement, mais aussi axialement, on va considérer, en cohérence avec la modélisation METEOR, que la gaine est liée avec le combustible et va elle aussi subir un déplacement axial de même amplitude (ce qui justifie l'application numérique réalisée au 3.1.4.1).

Par contre, ce fluage va se répartir entre le fluage thermique (sur lequel porte le critère de fin de vie) et le fluage d'irradiation (voir Figure 76). Il est donc nécessaire de départager les deux, ce qui va alors dépendre de la température (connue) mais surtout du niveau de contrainte dans la gaine. En effet le niveau de contrainte dans la gaine va fortement augmenter par rapport au début de vie, comme on peut le voir les Figure 73 et Figure 77. Très exactement, le niveau de contrainte va augmenter jusqu'à ce que la somme des deux composantes de fluage permette d'accommoder le déplacement imposé par le combustible. Or, la vitesse de gonflement du combustible étant pratiquement linéaire (au moins sur la période d'interaction), la contrainte mécanique une fois en interaction sera pratiquement constante : c'est ce qu'on appelle la « contrainte à saturation », c'est la contrainte qui permet que la gaine flue juste suffisamment pour accommoder le gonflement du combustible.

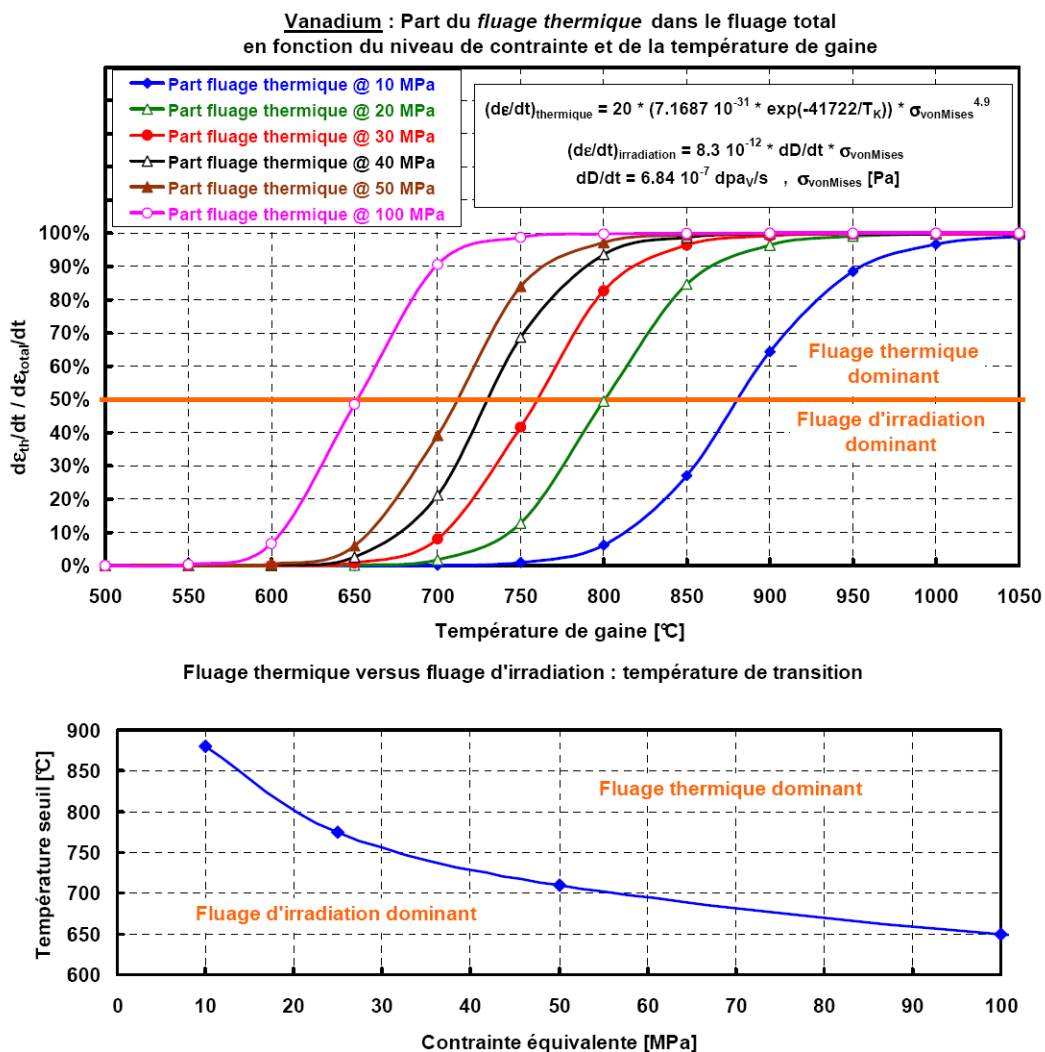


Figure 76 : Répartition du fluage total entre le fluage thermique et le fluage d'irradiation

Chapitre III

Physique du combustible

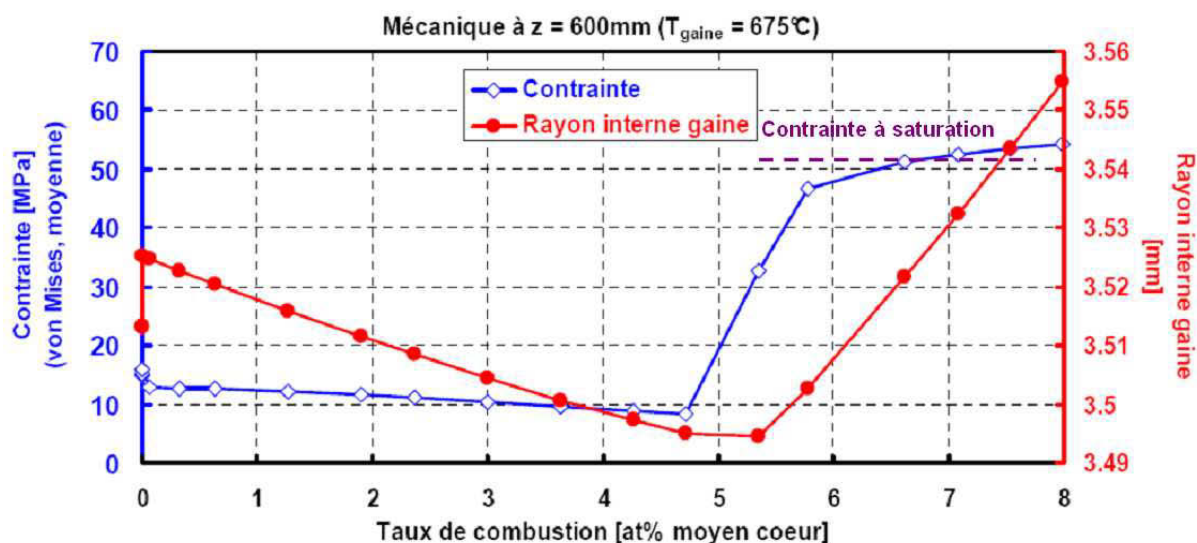


Figure 77 : Exemple de profil de contrainte Von Mises à une cote donnée dans une gaine vanadium en fonction du temps

On trace également sur la Figure 78, des profils de contrainte début de vie et contrainte à saturation calculés par FARM sur le cœur Papyr. On constate alors que le profil de contrainte à saturation suit la même forme que celui calculé par METEOR sur la Figure 73²⁶. Sur la moitié supérieure du cœur, on constate que la contrainte à saturation décroît, et ce pour deux raisons ; tout d'abord la température de la gaine étant de plus en plus élevée, le fluage thermique va plus jouer pour une même contrainte. Une contrainte plus faible est donc suffisante pour accommoder le gonflement. Ensuite, la puissance linéique diminuant, le gonflement et donc la vitesse de fluage imposée sont aussi de plus en plus faibles. Ces deux raisons font que la contrainte à saturation diminue fortement. Sur la moitié inférieure du cœur, on constate qu'elle est croissante avec la hauteur sur la plus grande partie. Ceci est dû au fait que le gonflement, et donc la vitesse de fluage augmente aussi, le fluage thermique étant négligeable à ces températures, seul le fluage d'irradiation va permettre d'accommoder le gonflement, et l'augmentation du flux, et donc du débit de dose ne va pas être suffisante pour compenser l'augmentation du gonflement. Cette croissance va s'inverser dès que le fluage thermique commence à devenir non négligeable.

Par ailleurs on remarque aussi que les contraintes à saturation ne dépassent jamais plus de 60MPa, ce qui est largement au-dessous de la contrainte de limite élastique à 0.2% du vanadium (qui est plus de l'ordre de 300 MPa). Ainsi, cet autre critère qui aurait pu être potentiellement dimensionnant, ne va pas poser de problème (comme l'avaient confirmé les études précédentes).

²⁶ Des écarts sont observés aux extrémités car n'étant pas entrées en IMPG, les contraintes calculés par METEOR sont alors celles uniquement induites par le chargement en pression, alors que dans FARM, afin de calculer le burn-up maximum atteignable, on calcule ce que serait la contrainte à saturation pour toutes les mailles.

Contraintes Von Mises début de vie et de saturation calculées par FARM (Papyr)

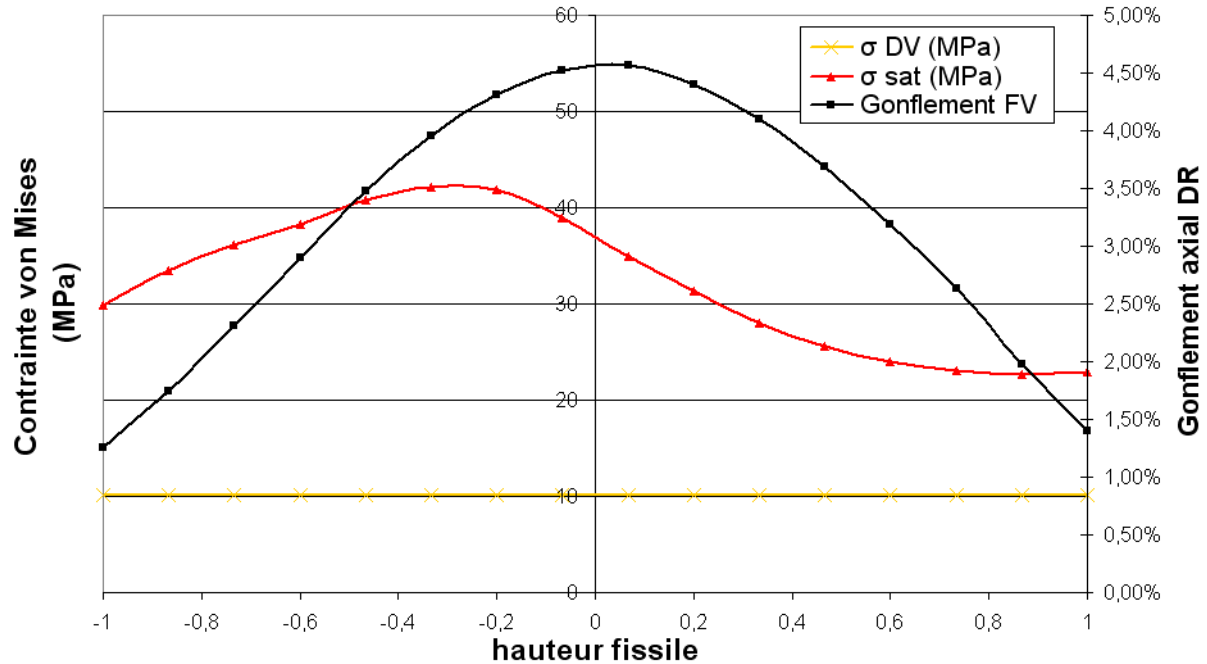


Figure 78 : Exemple de profils axiaux de contrainte Von Mises en Début de vie et contrainte à saturation calculé par FARM

Cette contrainte à saturation va être très utile pour mettre en place le modèle d'*IMPG* de FARM (voir Figure 79). En effet, grâce aux interpolations du gonflement du combustible, on connaît alors, pour une maille donnée, l'instant où a lieu la première *IMPG*, ainsi que la vitesse de gonflement moyenne après *IMPG*. De cette vitesse de gonflement, on peut alors déduire le déplacement équivalent imposé à la gaine, c'est-à-dire le taux de fluage. Ensuite, on effectue une recherche (via un algorithme de Newton, qui converge généralement en moins de 4 itérations) pour trouver la contrainte à saturation, c'est-à-dire la contrainte qui permet d'accommoder le gonflement. Puis, connaissant cette contrainte, on peut alors en déduire la vitesse de fluage thermique en *IMPG* (que l'on suppose au premier ordre constante). Avec cette vitesse, et connaissant par ailleurs l'instant où a eu lieu l'*IMPG* pour cette maille, on peut donc calculer le burn-up maximum atteignable en respectant le critère de fluage thermique :

$$Bu_{\max} = Bu_{avIMPG} + Bu_{apIMPG}$$

$$Bu_{apIMPG} = \frac{C - \dot{\epsilon}_{th}^{avIMPG}}{\dot{\epsilon}_{th/apIMPG}}$$

(où $Bu_{\max/avIMPG/apIMPG}$ représente le burn-up maximum/avant *IMPG*/après *IMPG*, $\dot{\epsilon}_{th}$ le taux de déformation par fluage thermique et $\dot{\epsilon}_{th/apIMPG}$ la vitesse de fluage thermique et C le critère de fluage thermique considéré, c'est à dire 1% dans FARM).

Chapitre III Physique du combustible

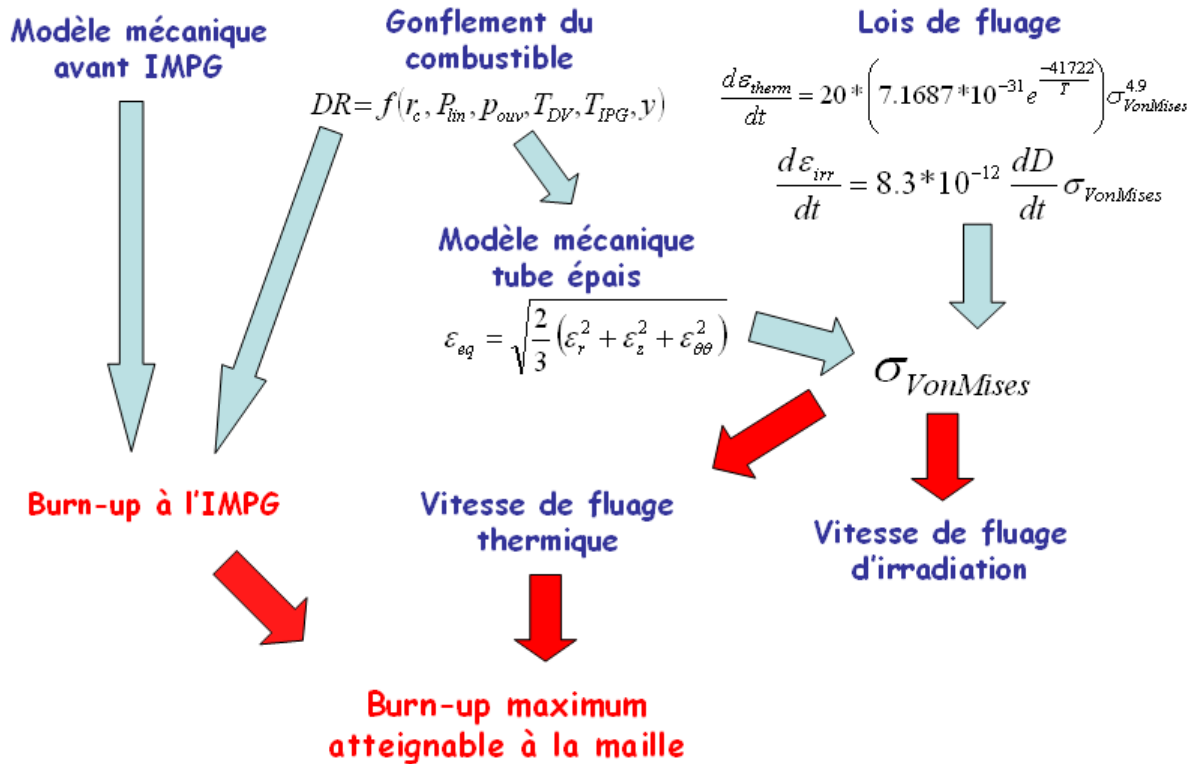


Figure 79 : Schéma de principe du calcul du burn-up maximal atteignable dans FARM en cas d'IMPG

On a tracé sur la Figure 80, un exemple de profils de burn-up à l'IMPG, et de burn-up maximum atteignable obtenu avec FARM sur le cœur Papyr. A chaque fois, on donne le burn-up moyen cœur auquel a lieu l'interaction (c'est-à-dire que comme le profil de puissance n'est pas partout le même, le burn-up local à la maille en question n'est pas le même que le burn-up moyen du cœur. Typiquement, sur Papyr, on constate que la première IMPG a lieu au centre du cœur, pour un burn-up moyen cœur de 4at%, ce qui avec un facteur de forme de 1.5 (voir 4.2), signifie que le burn-up de cette maille est de 6at%).

On constate tout d'abord que pour atteindre le burn-up cible de 7.5 at%, toute la zone centrale de la colonne fissile va être entrée en IMPG, sauf les deux extrémités en haut et en bas de l'aiguille, à cause de leur faible puissance linéique. Par ailleurs, le fluage thermique étant négligeable sur la moitié inférieure du cœur (trop froide), on constate que les burn-up maximum atteignables y sont très élevés, car c'est alors le fluage d'irradiation seul qui accommode les déformations induites par le combustible. Le critère de fluage thermique considéré n'est alors pratiquement jamais atteint. Dans la réalité, d'autres critères, tels que la dégradation des propriétés de la gaine, ou la réduction du canal hydraulique interviendraient avant, mais ici, comme elles ne sont pas modélisées, les burn-up accessibles sont très élevés. Dans la moitié supérieure de l'aiguille, par contre, la température devenant importante, les vitesses de fluage thermique deviennent non négligeables et le critère de fluage considéré limite alors le burn-up maximum atteignable.

La position de la cellule dimensionnante est alors dans ce cas issue d'un équilibre entre le fait d'atteindre un grand burn-up avant IMPG, et le fait de pouvoir tenir un certain temps en IMPG. Cette position est alors beaucoup plus complexe que dans le cas du SiC, puisqu'elle résulte alors d'un équilibre entre le gonflement, les températures, les contraintes à saturation et le débit de dose. Comme pour le cas du SiC, dans FARM, pour trouver la

Chapitre III

Physique du combustible

position de la maille dimensionnante on étudie le burn-up maximum atteignable pour toutes les mailles.

Profils axiaux de burn-up à l'IMPG et de burn-up maximum sur le cœur Papyr

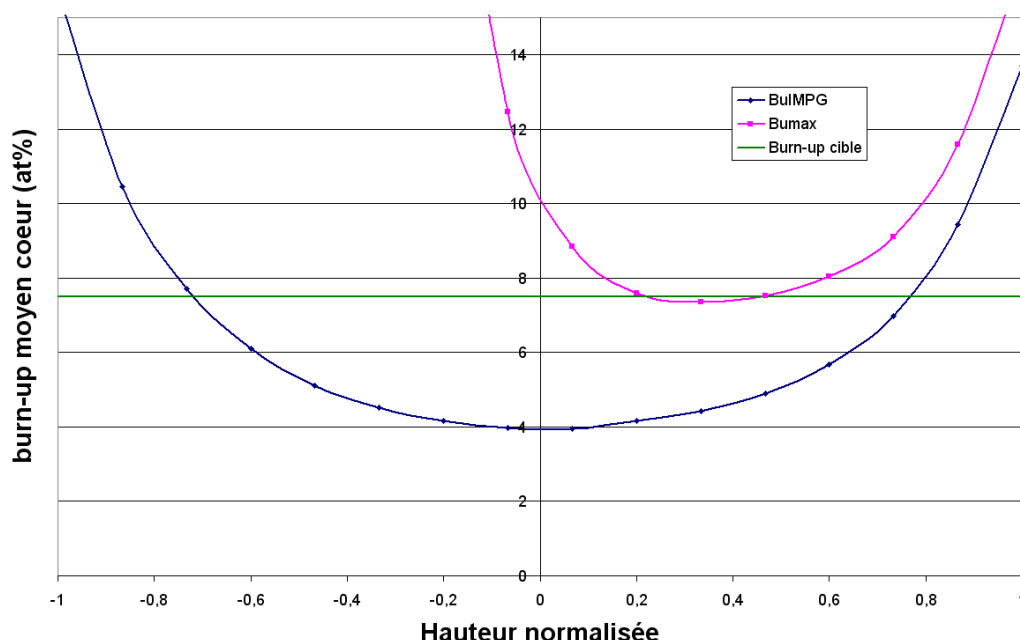


Figure 80 : Exemple de profils axiaux de burn-up à l'IMPG et burn-up maximum calculés par FARM (cœur Papyr)

Ainsi, lorsque le burn-up maximum atteignable n'est pas le burn-up objectif (ce qui est le cas quand le calcul cœur n'a pas encore convergé, voir 2.3), la démarche retenue dans FARM consiste à ajuster le jeu pastille/gaine, et donc le *burn-up* avant *IMPG*, de façon à atteindre le *burn-up* voulu. On suppose alors que la vitesse de fluage thermique est constante (jusqu'au pas de calcul suivant), ce qui impose alors le burn-up possible après *IMPG*. On ajuste donc le jeu de sorte que le burn-up avant *IMPG* permette d'atteindre l'objectif. Sur l'exemple ci-dessus, si l'objectif de burn-up était par exemple 8 at% (au lieu de 7.5at%), on augmenterait alors le jeu de sorte que pour la même vitesse de gonflement, il permette de gagner 0.5 at%.

Tout ceci s'écrit alors mathématiquement de la façon suivante, avec les notations précédentes (où l'on prend également en compte le fluage accidentel ε_{acc} , présenté au 3.1.4.4) :

L'équation qui permet alors de calculer le burn-up à l'IMPG cible.

$$Bu_{IPG}^{cible} = \frac{C - \varepsilon_{acc} - Bu^{cible} \cdot \varepsilon_{th/apIPG}}{\varepsilon_{th/avIPG} - \varepsilon_{th/apIPG}}$$

Puis l'équation qui permet d'en déduire le jeu pastille/gaine à froid associé, en prenant également en compte le terme $\Delta r_{int}/r_{int}$ induit par le fluage avant *IMPG* (qui réduit l'espace disponible dans le jeu). Dans cette équation, on considère alors le DR considéré a été recalé de façon à prendre en compte les dilatations thermiques du combustible (il s'agit du DR si le combustible était resté toujours à sa température de surface de début de vie).

Chapitre III

Physique du combustible

$$j_{\text{pastille/gaine}}^{\text{froid}}(0) = r c^f(0) \frac{\left(\frac{DR(Bu_{IPG}^{\text{cible}}) + \left(\frac{\Delta r_{\text{int}}}{r_{\text{int}}} \right)_{\text{th+irr}}^{\text{avIPG}}}{1 - \left(\frac{\Delta r_{\text{int}}}{r_{\text{int}}} \right)_{\text{th+irr}}^{\text{avIPG}}} \right) \left(1 + \alpha_{\text{comb}}(T_{\text{comb DV}}^{\text{moy}}) \right) + \alpha_{\text{comb}}(T_{\text{comb DV}}^{\text{moy}}) - \alpha_{\text{gaine}}(T_{\text{gaine}}^{\text{moy}})}{1 + \alpha_{\text{gaine}}(T_{\text{gaine}}^{\text{moy}})}$$

3.1.4.4 Fluage en situation accidentelle

Comme expliqué au 1.2.2.1, le fait de pressuriser l'aiguille en hélium peut induire en situation accidentelle des pressions très élevées susceptibles de conduire à des « endommagements de gaines ». Dans le cas des gaines SiC, le comportement mécanique de celles-ci étant très peu connu, cela avait conduit à la création d'un estimateur de sûreté ; la pression interne maximale. Mais dans le cas du vanadium, le comportement mécanique est déjà beaucoup mieux connu, et l'on dispose d'un critère mécanique à respecter (1% de fluage thermique). On peut donc intégrer directement la tenue mécanique de la gaine en situation accidentelle dans le dimensionnement de l'aiguille, ce qui est fait ci-dessous.

On se place donc dans une situation d'accident protégé de dépressurisation du circuit primaire. La pression à l'intérieur de l'aiguille sera alors supérieure à la pression extérieure, et aux hautes températures induites par l'accident, certains endroits du combustible sont alors susceptibles d'induire des fluages thermiques inacceptables.

La Figure 81 présente une petite vue des vitesses de fluage en conditions accidentelles (suivant la température et la contrainte considérées). On voit alors bien que suivant les niveaux de contrainte considérés les températures maximales acceptables ne sont pas les mêmes. On constate alors que pour des températures inférieures à 1250°C, et des contraintes de l'ordre de 30 MPa (valeur de contrainte typique en situation accidentelle), les vitesses de fluage sont susceptibles d'être admissibles. C'est sur cette base que l'on a fixé la température maximale admissible pour le Vanadium à 1230°C.

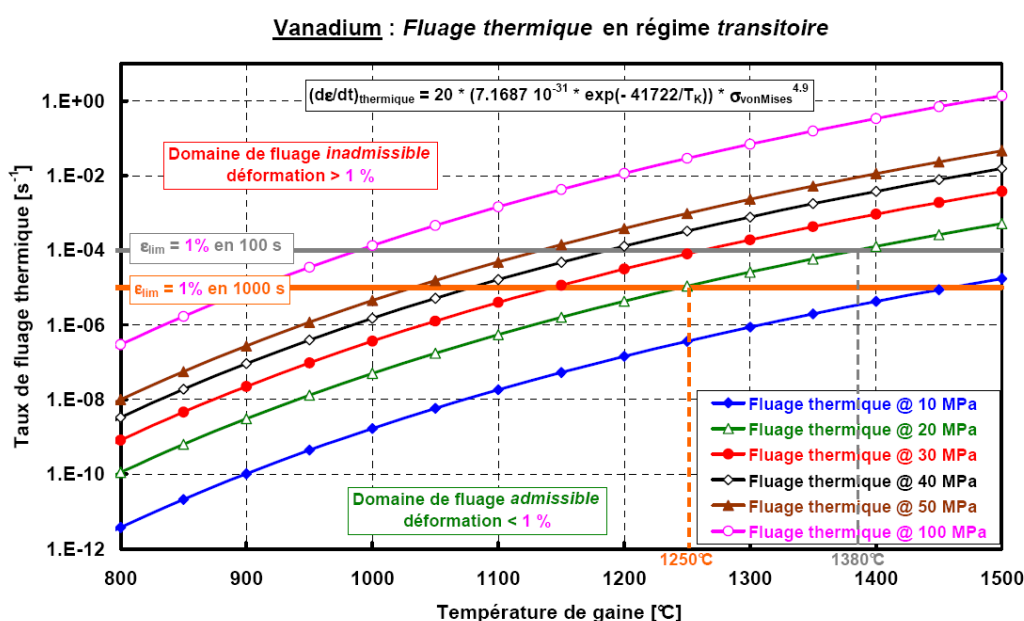


Figure 81 : Vitesses de fluage thermique en situation accidentelle

Chapitre III

Physique du combustible

On constate ensuite que le vanadium et le carbure ont des dilatations thermiques très similaires. Ainsi, dans une situation accidentelle protégée, la puissance étant beaucoup plus faible, la température moyenne du combustible va diminuer fortement et la pastille va donc se contracter, alors que la température de gaine va elle augmenter très fortement (plusieurs centaines de degrés) et induire une dilatation supplémentaire de la gaine. Ainsi, même si avant l'accident, on se trouvait en situation d'IMPG, sous l'effet des dilatations thermiques la pastille va donc se détacher de la gaine. C'est donc le différentiel de pression entre les gaz contenus dans l'aiguille et le caloporteur qui va induire la principale contrainte en situation accidentelle.

Afin d'estimer cette contrainte on se place dans le cas d'un scénario purement fictif et très simplifié. On se place en fin de vie du combustible (condition pénalisante car la pression des gaz de fission est alors maximale), et on considère qu'après le début de l'accident, l'inertie à la fois des pompes et du cœur permet de maintenir des températures de gaine, et une température de sortie cœur acceptables (c'est-à-dire inférieures ou égales à celles considérées ci-dessous) durant les 240 premières secondes (temps nécessaire à ce que la puissance résiduelle décroisse jusqu'à 3% de la puissance nominale) (voir 5.2 pour la justification de cette hypothèse). A cet instant, on effectue un calcul thermique en imposant une température de sortie cœur de 1130°C (voir 1.2. 2.1), et une température d'entrée cœur de 600°C (ce qui impose une température des vases d'expansion de 600°C, car sur les cœurs vanadium, le vase d'expansion est en bas de l'aiguille (voir 2.1.1)). On suppose également de façon conservatrice que la pression du caloporteur est de 1 bar (en réalité elle est plutôt de l'ordre de 5 à 10 bars). Sous ces hypothèses on peut alors évaluer la température moyenne de la gaine, ainsi que la contrainte qu'elle subit. La Figure 82 représente les deux profils de température considérés dans FARM du cœur gainé Vanadium « Papyr ».

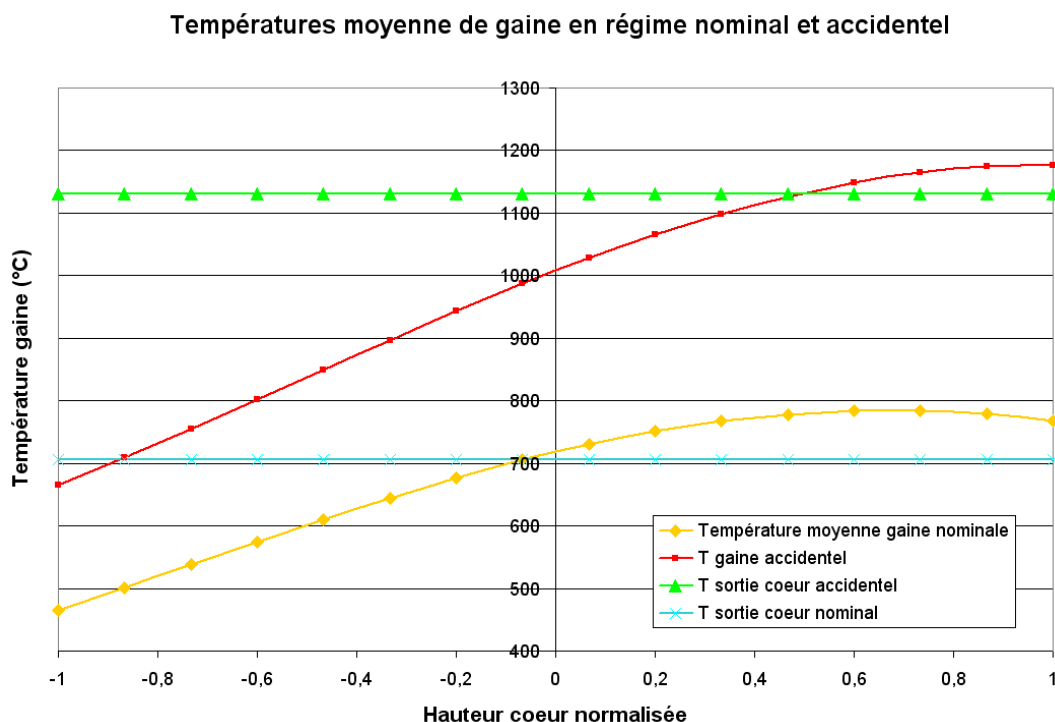


Figure 82 : Profils axiaux de température moyenne gaine en régime nominal et en situation accidentelle du cœur « Papyr »

Chapitre III

Physique du combustible

On va alors supposer que la gaine flue à la vitesse imposée par ces conditions jusqu'à ce que la température de sortie cœur ne diminue de 100°C (variation suffisante pour que le fluage thermique ne soit alors plus problématique) grâce à la décroissance de la puissance résiduelle. On constate alors qu'il faut attendre 480 secondes supplémentaires (avec la loi de puissance résiduelle du cœur de référence présentée au 1.2.2.1). Ainsi, en supposant que durant toute cette période les conditions n'ont pas changé (ce qui est à priori conservatif), on évalue le fluage thermique induit par ces 720 secondes (240+480), on considère alors cette valeur comme le fluage thermique accidentel, et on l'additionne au fluage nominal du cœur en fonctionnement (avant et après IMPG) de sorte que le total respecte le critère de 1%. On garde ainsi une marge dans le dimensionnement en prévision d'un possible accident.

$$\varepsilon_{acc} + \varepsilon_{avIPG} + \varepsilon_{apIPG} < 1\%$$

On présente alors sur la Figure 83, les profils axiaux de fluage thermique avant IMPG, après IMPG et en situation accidentelle du cœur « Papyr ». On y constate que comme prédit précédemment, le fluage thermique avant IMPG est extrêmement faible. Le fluage thermique durant IMPG est par contre clairement prédominant et son maximum se situe proche du critère de 1%, un peu au-dessus du milieu du cœur. Le fluage accidentel, est lui surtout pénalisant en haut de l'aiguille (car c'est là que la température est la plus élevée, alors que la contrainte de pression est partout la même), et atteint des valeurs importantes (de l'ordre de 0.7%). Le fait que ces deux fluages aient des pics à des endroits différents est alors très avantageux pour le dimensionnement, car les deux effets ne se cumulent pas.

Ainsi, un fluage thermique en situation accidentelle, tant qu'il reste inférieur à 1% ne va que très peu pénaliser les performances de l'aiguille. Par contre, il est quand même très important de prendre en compte ce fluage accidentel car il va permettre d'éliminer un très grand nombre de cœurs dont les pressions auraient été trop élevées (à cause d'une pression initiale trop importante ou de vases d'expansion trop petits), et auraient conduit à des fluages thermiques inacceptables en situation accidentelle. C'est la prise en compte de ce fluage accidentel qui va finalement dimensionner la hauteur des vases d'expansions des cœurs vanadium (et donc leurs performances en termes de *puissance de pompage*).

Courbes de fluage axiales sur le cœur Papyr FARM

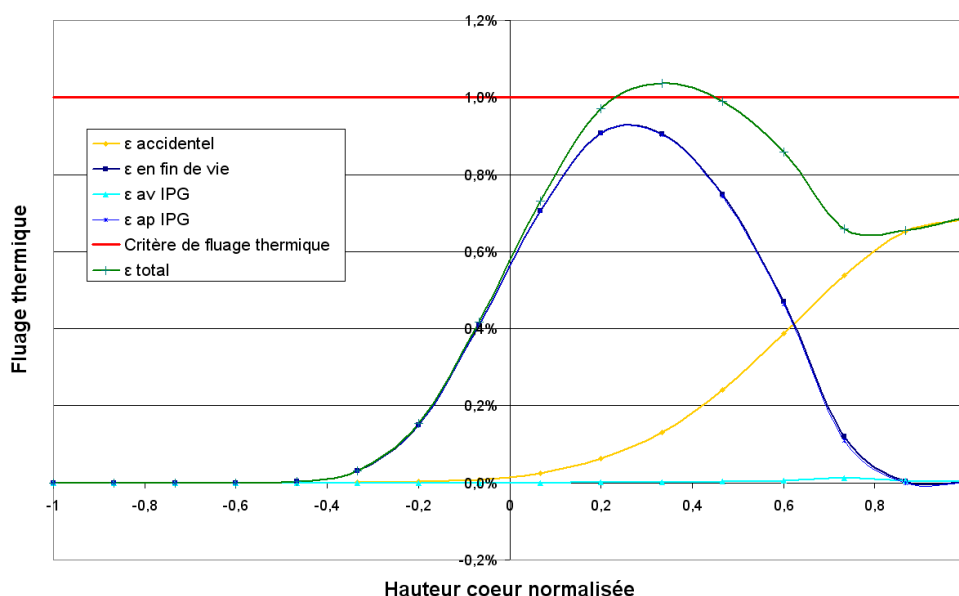


Figure 83 : Profils axiaux de fluage du cœur « Papyr »

Chapitre III

Physique du combustible

Pour finir, le fluage total (en vert), respecte bien par conception le critère de fluage thermique que l'on s'est imposé. On peut remarquer qu'il le dépasse très légèrement (3%), ce qui est dû à une convergence incomplète (voir 2.3).

Ainsi, on a présenté ci-dessus les phénomènes physiques fondamentaux qui gouvernent l'évolution du combustible sous irradiation, ainsi que les grandes lignes de la façon dont ils sont pris en compte dans FARM. Dans le sous-chapitre suivant, on va alors détailler précisément la façon dont ils sont pris en compte dans FARM, avec les interpolations des propriétés du carbure dans un premier temps, le modèle thermique ainsi que le modèle d'interaction mécanique pastille/gaine.

3.2 Interpolation des propriétés du carbure sous irradiation

L'approche retenue dans FARM consiste donc à établir des lois de comportement du combustible carbure, en fonction de 4 paramètres (la puissance linéique, le rayon de la pastille, la porosité ouverte et la porosité totale) et d'un profil de température de surface combustible qui est soit constant (1 paramètre) soit modélisé avec un profil à 3 paramètres. C'est l'établissement de ces interpolations qui est détaillé dans ce sous-chapitre. Dans une première partie, on présente la méthode utilisée, puis on détaille ensuite les résultats obtenus pour les deux modèles ; le cas gainé SiC (où le profil de température est constant) et le cas gainé Vanadium (avec profil de température).

3.2.1 *Méthode*

Dans cette partie on présente la méthode utilisée pour interpoler les propriétés du combustible carbure. Dans un premier temps on précise brièvement la modélisation du combustible et les hypothèses utilisées dans METEOR, avant de détailler comment les aspects cinétiques d'évolution du burn-up sont pris en compte.

3.2.1.1 *Modélisation METEOR*

Afin d'étudier les propriétés du carbure à l'échelle de la pastille, dans des conditions bien maîtrisées, un jeu de données *METEOR* V2.0.2 spécial est utilisé. Il ne décrit qu'une seule pastille carbure, dans des conditions où la température extérieure de la gaine ainsi que le coefficient d'échange pastille/gaine $h_{\text{pastille/gaine}}$ sont imposés. Le coefficient d'échange est choisi très élevé (quasi infini : 10^{21} W/mm²/K) de façon à masquer totalement l'effet de barrière thermique du jeu. Ainsi, la température de surface du combustible sera constante et quasiment égale à la température extérieure gaine (imposée). L'épaisseur du jeu est quant à elle choisie très élevée, 1 mm, afin d'éviter les éventuelles interactions pastille/gaine qui pourraient survenir lorsque le combustible gonfle. Ne simuler qu'une seule pastille est parfaitement suffisant pour interpoler le comportement local du combustible, ce qui est l'objectif, et permet également que les calculs soient beaucoup plus rapides (de l'ordre de la minute) et plus légers (quelques ko) que dans le cas de calculs complets (de l'ordre de la dizaine de minutes ou plus, et du Mo)

De plus, pour chaque calcul, les durées d'irradiation simulées ont été adaptées afin d'atteindre le burn-up voulu (en effet, comme les puissances volumiques varient, les durées nécessaires pour obtenir un burn-up donné varient également). Chaque pastille est alors simulée jusqu'à 17.39at%, ce qui permet d'être confiant (en évitant les effets de bord), pour

Chapitre III

Physique du combustible

des burn-up jusqu'à 15 at%²⁷. En effet, même pour un cœur avec un burn-up moyen cœur de 10 at% (objectif qui n'est jamais atteint pour aucun des cœurs de cette thèse), le burn-up local maximum ne dépasserait pas 15 at% (car on suppose un facteur de forme 3D de 1.5).

Par ailleurs, *METEOR* V2.0.2 prenant également en compte quelques paramètres de modélisation neutronique susceptibles de varier fortement dans les cœurs étudiés par FARM (section efficaces, teneur et vecteur Pu), une petite analyse de sensibilité a été effectuée, à Plin constante. On montre alors que le passage du vecteur Pu2016 au vecteur Pu d'équilibre du cœur de référence (voir annexe 10.2), ou la variation de la teneur Pu de 14% à 18%, a une influence inférieure à 10^{-5} (0.001%) sur la quantité de gaz de fission relâchée, et inférieure à 10^{-4} (0.01%) sur le gonflement total pour un burn-up de 15 at%. On peut donc en déduire que la modélisation du carbure présente dans *METEOR* V2.0.2 est compatible avec le fait de découpler la composition neutronique du combustible de l'étude du combustible en elle-même.

3.2.1.2 Prise en compte du burn-up

Une fois le plan d'expériences établi (voir 1.4), un script python permet de modifier automatiquement le jeu de donnée *METEOR* pour correspondre à chaque point de calcul et lance les calculs.

On obtient alors des courbes de gonflement et de taux de relâchement de gaz de fission pour chaque condition étudiée. Or, comme le montrent la Figure 84 et la Figure 85, ces dernières sont très régulières.

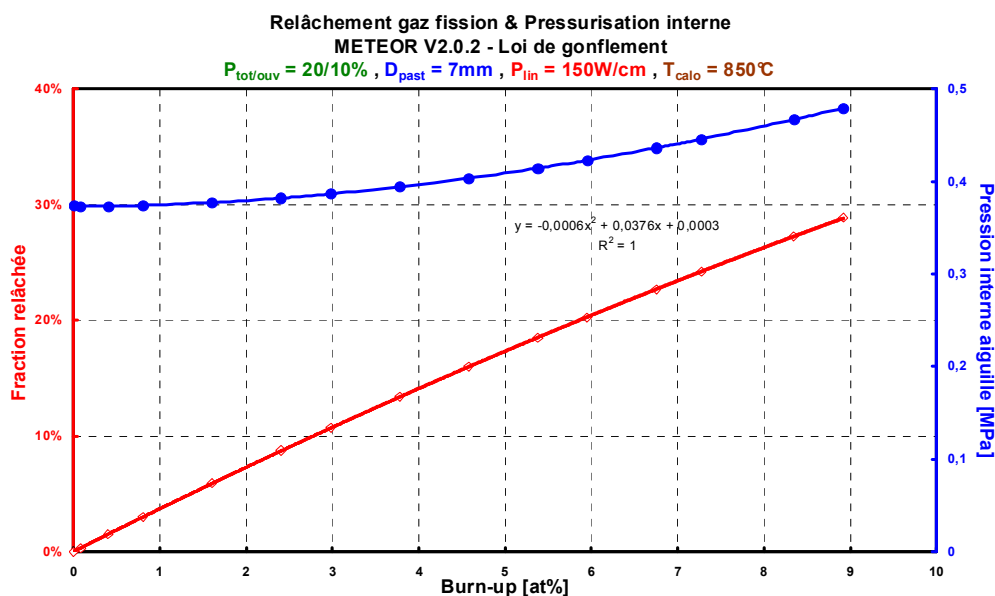


Figure 84 : Exemple de courbe du taux de relâchement de gaz TR en fonction du burn-up

²⁷ Toujours en se basant sur la modélisation du carbure de *METEOR* qui n'est pas validée jusqu'à des burn-up aussi élevés.

Chapitre III Physique du combustible

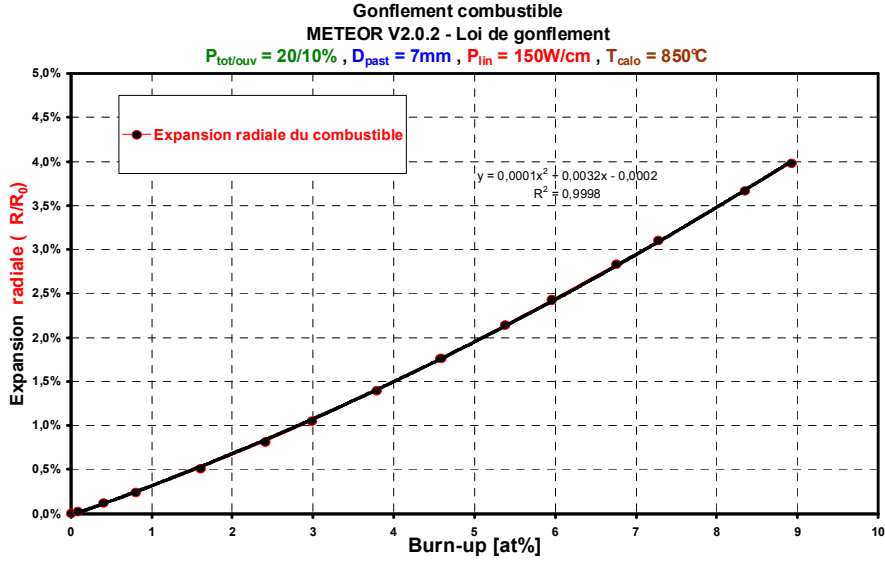


Figure 85 : Exemple de courbe de gonflement DR en fonction du burn-up

On les modélise donc par des polynômes de degré 2, sans terme constant, avec les équations suivantes :

$$DR(Bu) = DRX \times Bu + DRX2 \times Bu^2$$

$$TR(Bu) = TRX \times Bu + TRX2 \times Bu^2$$

Où Bu est le burn-up en at%, DR le taux de gonflement défini précédemment, TR le taux de relâchement des gaz de fission défini précédemment, DRX, DRX2, TRX et TRX2 étant les coefficients du polynôme.

Pour effectuer cette interpolation, on calcule le burn-up (local) de la façon suivante :

$$Bu = \frac{P_{lin} T_{irr}}{24 \rho_{UPuC} \times TcBu \times d \times t_{metal/combustible} \times \pi \times r_c^2 \times f_{puissance/coeur}}$$

Où Bu est le burn-up en at%, P_{lin} , la puissance linéique locale en W/mm, T_{irr} la durée d'irradiation en heures, ρ_{UPuC} la masse volumique du combustible en t/m^3 , TcBu le facteur de conversion du burn-up en MWj/t en at%, pris constant à 9400 MWj/t / at%, d la densité du combustible. Le facteur $t_{metal/combustible}$ est la teneur en atomes métalliques du combustible égale à 0.952 pour le carbure, et permet de ne bien compter le burn-up que pour les atomes métalliques (U, Pu), r_c est le rayon de la pastille, et $f_{puissance/coeur}$ est la portion de la puissance qui est déposée dans le cœur pris constant à 98.38% (voir 2.2.2). Ce calcul est cohérent avec celui de METEOR.

Les interpolations de DR et TR, sont ensuite réalisées par SMURFER [10011], et se révèlent tout à fait satisfaisantes dans la mesure où par exemple ; sur le cas exposé dans le 3.2.2, pour des burn-up variant de 0 à 15 at%, le taux de corrélation moyen obtenu sur 247 points est de 99.9%, et au minimum de 99.1% pour le gonflement. Pour ce qui est des

Chapitre III

Physique du combustible

interpolations du taux de relâchement des gaz de fission, le coefficient de corrélation est quand à lui de 98.8% en moyenne.

Cependant, la relativement mauvaise qualité d'interpolation des gaz de fission (98.8% en moyenne), s'explique très simplement par le fait que le taux de relâchement des gaz de fission ne peut pas dépasser 100% (par définition). Ainsi, dans les cas de très forts taux de relâchements, on observe une saturation du taux de relâchement, comme sur la Figure 86.

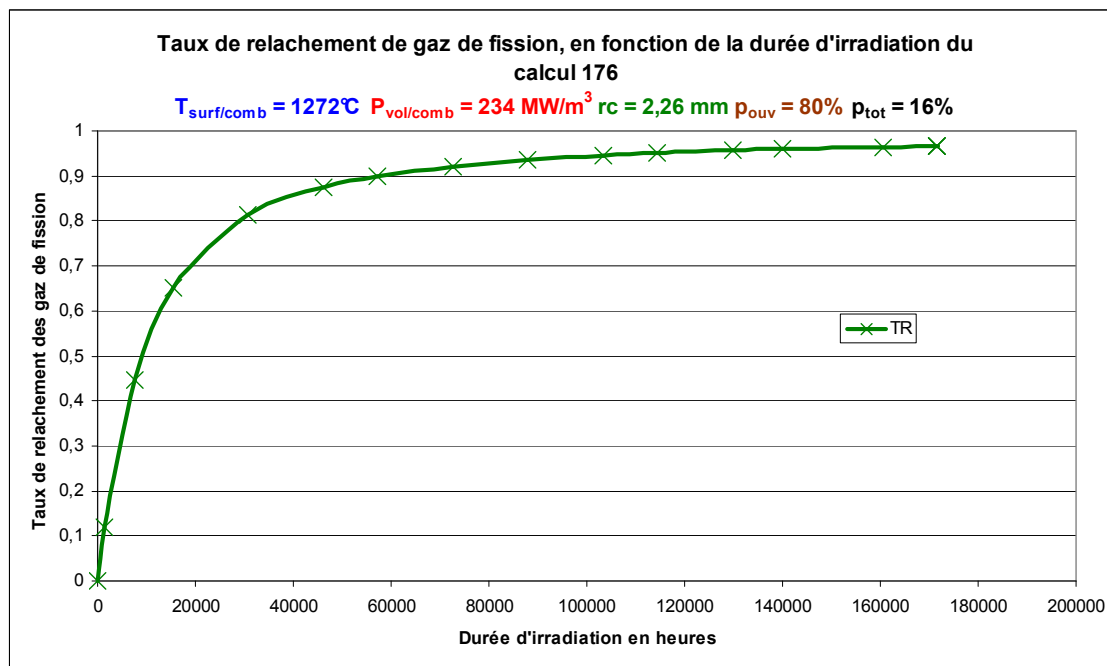


Figure 86 : Exemple de saturation du taux de relâchement de gaz de fission

L'interpolation polynomiale est alors assez peu adaptée pour interpoler ce type de courbe, et les coefficients de corrélation de certaines interpolations sont donc assez dégradés (pouvant parfois avoisiner le 0). Cependant, ce n'est pas un problème, puisque tout d'abord, ces cas sont assez peu fréquents et dans des conditions extrêmes de température qui risquent peu d'être retenues pour un réacteur à l'état nominal. De plus, ce taux de relâchement est particulièrement important dans les zones à haut burn-up (puisque c'est là que seront produites les plus grandes quantités de gaz de fission). Or comme on peut le voir sur la Figure 87, sur la zone des hauts burn-up, l'interpolation dépasse le taux de relâchement de saturation. Une correction de cet effet a donc été implémentée dans FARM, qui fixe à 95% le taux de relâchement maximum. Un autre critère vérifie également que l'interpolation se situe bien sur la partie croissante de la courbe (la première partie, avant que le taux de relâchement ne diminue). Ainsi ces corrections permettent que FARM ne considère que la courbe rouge de la Figure 87 pour ses interpolations du taux de relâchement. Et on observe alors qu'à partir d'un burn-up de 5at%, « l'interpolation » est tout à fait satisfaisante.

Ainsi, cet effet de saturation ne peut avoir d'impact qu'en sous-estimant de l'ordre de quelques dizaines de % le taux de relâchement *aux faibles burn-up*. Or, cette interpolation ne va être utilisée que pour estimer la quantité de gaz de fission relâchée en fin de vie, c'est-à-dire pour des burn-up relativement élevés. Par exemple, pour un cœur atteignant un burn-up moyen de 5 at%, seules les extrémités hautes et basses du cœur (environ 20% de la zone fissile) se trouvent à un burn-up inférieur à 4.5 at%. Le taux de relâchement des gaz

Chapitre III

Physique du combustible

étant de plus très faible et très loin de la saturation dans les régions froides du cœur, cet effet ne peut potentiellement avoir d'impact que sur les 10% les plus hauts de la zone fissile. De plus, l'erreur n'intervient alors que sur des zones à faibles burn-up, qui ont donc produit très peu de gaz de fission par rapport aux autres parties du cœur (de 2 à 3 fois moins). Or comme la quantité de gaz de fission est intégrée sur toute l'aiguille, l'impact que pourrait potentiellement avoir une erreur de ce genre est faible (au maximum de l'ordre de quelques pourcents pour un cœur de 5 at% moyen, et forcément plus faible pour des burn-up plus élevés).

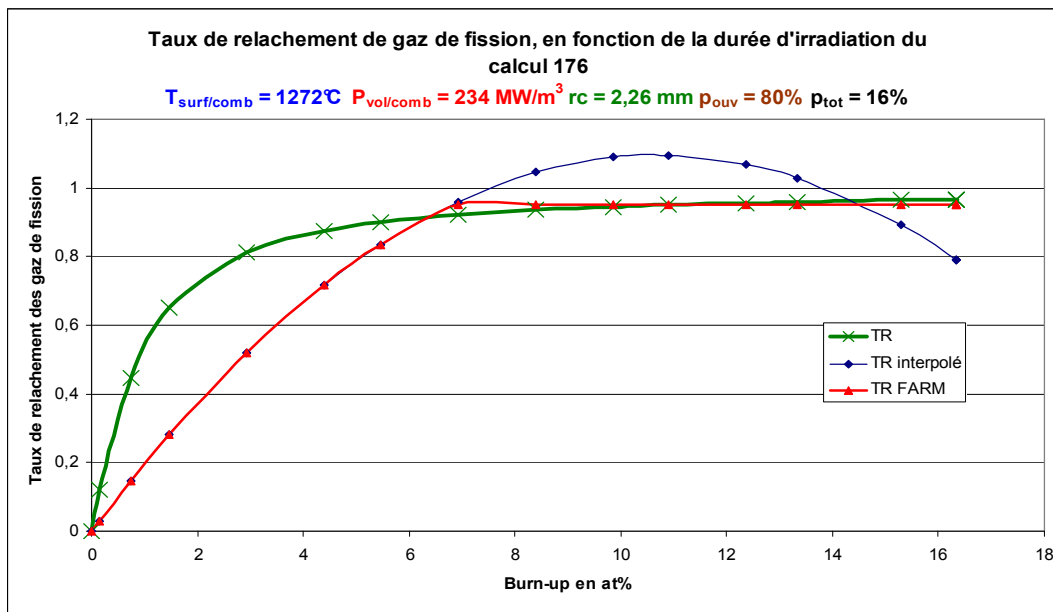


Figure 87 : Exemple d'interpolation dans un cas de saturation du taux de relâchement

Ainsi, lorsque pour des burn-up de 0 à 15 at%, le taux de corrélation moyen des interpolations polynomiales des taux de relâchement des gaz de fission est de 98.8%, la plupart des interpolations sont en réalité meilleures que cela. En effet, 80% de ces interpolations ont en réalité un coefficient de corrélation supérieur à 99%, et pour 92% d'entre elles il est supérieur à 95%.

Des essais ont également été réalisés en rajoutant un terme constant dans l'interpolation du taux de relâchement des gaz de fission²⁸. Cependant, les interpolations obtenues en utilisant ce terme se sont révélées moins précises, et l'ensemble des courbes $TR=f(Bu)$ obtenues par *METEOR* V2.0.2 passent par l'origine. Il n'a donc pas été conservé.

$$TR(Bu) = TRXC + TRX \times Bu + TRX2 \times Bu^2$$

Au final, pour des conditions d'irradiations données, on peut interpoler de façon satisfaisante le gonflement et le relâchement des gaz de fission en fonction du burn-up par

²⁸ Ceci n'a pas été fait pour le gonflement, car il est physiquement impossible qu'à burn-up nul, le carbure ait déjà subi le moindre gonflement. Par contre, dans le cas du taux de relâchement des gaz de fission, il pourrait être possible qu'asymptotiquement le taux de relâchement soit non nul même pour un burn-up nul. Cela signifierait juste qu'une fraction des tous premiers gaz de fissions produits serait immédiatement relâchée.

Chapitre III

Physique du combustible

un polynôme de degré 2. Les coefficients de ces interpolations, DRX, DRX2, TRX et TRX2, peuvent être interpolés à leur tour (voir 3.2.2 et 3.2.3), en fonction des différentes conditions du calcul (Température, Puissance volumique, etc...), à l'aide de la méthode de mise au point d'un méta-modèle détaillée précédemment. Cet enchainement d'interpolations permet alors d'évaluer le gonflement et le relâchement des gaz de fission d'une pastille de carbure à l'aide de polynômes.

3.2.1.3 Cas de la porosité totale

Au cours de cette thèse, plusieurs modèles combustibles ont été testés avant d'arriver à ceux qui sont présentés ci-dessous. Or, au cours de ces tests, il est apparu que tous les cœurs issus des optimisations avaient une porosité totale proche de 20% (aussi proche que l'optimisation avait pu s'en approcher). Cette valeur de 20% correspond à la borne supérieure du domaine de validité et d'étude de ce paramètre (de 15 à 20%). Systématiquement, l'optimum de ce paramètre était alors 20%, qui est également la valeur du cœur de référence. Ceci a pu être vérifié plusieurs fois, aussi bien sur les cœurs SiC, joint He et buffer, que les cœurs Vanadium, en utilisant des modèles combustible qui n'avaient pas la précision de ceux présentés ici, mais qui saisissaient néanmoins l'essentiel de la physique.

Ceci est un résultat en soit, car cela signifie que le gain obtenu sur le comportement du combustible en utilisant un combustible moins dense, est supérieur à la pénalité neutronique induite par cette diminution de densité, ce qui n'était pas évident et que seul une étude couplée telle que FARM pouvait prouver.

Ainsi, afin de réduire le nombre de paramètre des interpolations et de gagner en précision, on a décidé d'utiliser ce résultat et de fixer ce paramètre à 20%. Les interpolations présentées ci-dessous ne prennent donc pas en compte une possible variation de ce paramètre, mais on peut néanmoins dire qu'il a été pris en compte dans la démarche d'optimisation puisqu'il a été fixé à une valeur qui a été prouvée comme étant l'optimum pour ce paramètre à l'aide d'optimisations FARM. Pour des raisons de concision, les études en question ne seront pas présentées dans ce document.

3.2.2 Interpolations dans le cas SiC

On va donc chercher dans cette partie à estimer les coefficients DRX, DRX2, TRX et TRX2 pour différentes situations combustible.

On présente alors deux séries d'interpolations ; une associée aux cœurs SiC, où la température de surface combustible est alors constante, et une associée aux cœurs Vanadium où l'on prend en compte l'impact d'un profil de température en fonction du temps. Dans chaque cas on présente les résultats successifs de l'interpolation du taux de relâchement de gaz de fission, et du gonflement.

3.2.2.1 Taux de relâchement des gaz de fission

On a donc décidé d'étudier 260 conditions de calcul (valeur choisie par l'utilisateur) réparties de façon optimales dans l'espace D1 présenté dans le Tableau 6.

Cet espace a été choisi car il englobe toutes les conditions de température et de puissance volumique envisageables dans le cœur, ainsi que tout le domaine de conception envisagé sur le combustible concernant les porosités et le rayon pastille.

En effet, la température d'entrée cœur de 400°C, implique que (en prenant en compte la puissance en bas de l'aiguille), il est impossible que la température de surface du

Chapitre III

Physique du combustible

combustible soit inférieure à 500°C (les plus froides sont de l'ordre de 550°C). Pour la puissance linéique, il n'est pas tellement envisageable d'avoir des valeurs plus élevées, car les températures sont alors rapidement rédhibitoires.

	Minimum	Maximum	Valeur de référence du cœur mars-2009
Température extérieure combustible (°C)	500	1250	650-1150
Puissance linéique (W/cm)	50	350	70-190
Rayon de la pastille (mm)	2.5	4.1	3.355
Taux de porosité ouverte	10%	90%	50%

Tableau 6 : Espace de calcul D1, représentatif de l'ensemble du cœur

Concernant le rayon pastille, la contrainte du diamètre minimal de l'aiguille devrait conduire à sélectionner des rayons supérieurs à 3 mm. Et des rayons de 4 mm correspondent vraisemblablement à la borne maximale des plus grosses aiguilles envisageables. Le domaine de taux de porosité ouverte est réduit à 10%-90%, pour des raisons de convergence des calculs METEOR (des problèmes ont été rencontrés pour les faibles porosités ouvertes couplées à des faibles températures), mais aussi car il est assez intuitif (et confirmé par les optimisations) que ce paramètre qui permet d'ajuster l'équilibre entre le gonflement et le relâchement de gaz de fission, ne prendra jamais des valeurs extrêmes pour un cœur optimal. Le compromis entre les deux effets nécessitera une valeur intermédiaire de ce paramètre. On ne se pénalise donc pas. De plus, il ne semble pas réaliste du point de vue de la fabricabilité du combustible de sortir de cette gamme là. De plus, la fabrication de combustibles avec des porosités ouvertes supérieures à 80% semble délicate.

La répartition des points dans le plan d'expérience est présentée dans la Figure 88.

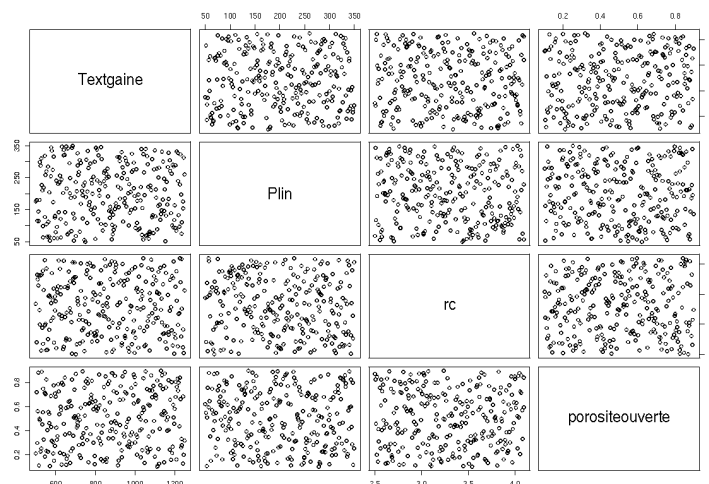


Figure 88 : Plan d'expériences associé à l'espace de calcul D1

Chapitre III

Physique du combustible

Ensuite, un script python, permet de modifier automatiquement les paramètres concernés dans le jeu de données et de lancer le calcul associé. Sur les 260 points, seuls 247 convergent, et les interpolations sont alors construites sur ces derniers.

Puis, un autre script python permet alors de lancer les interpolations SMURFER du taux de relâchement des gaz de fission en fonction du burn-up comme décrit dans la partie 3.2.1.2 et d'en déduire les valeurs de TRX et TRX2. Le taux de corrélation moyen de ces interpolations se trouvant alors être de 98.8%. (Ce « faible » coefficient de corrélation s'explique par les raisons citées au 3.2.1.2)

Une dernière interpolation *SMURFER* permet alors d'interpoler les valeurs de TRX et TRX2 sur des polynômes de degré 4 à 4 dimensions de 37 et 35 coefficients (contre 70 sans sélection de termes (voir 1.4)) avec les performances suivantes :

	R² Coefficient de corrélation	Q² Pouvoir de prédiction
TRX	99.9%	99.8%
TRX2	99.7%	99.5%

Tableau 7 : Performances de l'interpolation de TRX et TRX2 pour le domaine D1

L'interpolation obtenue pour le taux de relâchement des gaz de fission est donc considérée comme tout à fait satisfaisante pour le niveau de précision requis dans FARM.

3.2.2.2 Gonflement

Profitant des calculs ayant déjà été réalisés pour l'interpolation du taux de relâchement la première interpolation du gonflement a été réalisée sur les mêmes 247 points de calcul du domaine D1 (voir Tableau 6 et Figure 88).

Dans ce cas, les coefficients de corrélation minimum et moyen, de l'interpolation du gonflement en fonction du burn-up étaient respectivement de 99.1% et 99.9%. Ce qui est donc tout à fait satisfaisant. Les coefficients DRX et DRX2 sont quant à eux interpolés avec les performances suivantes :

	R² Coefficient de corrélation	Q² Pouvoir de prédiction
DRX	97.9%	96.9%
DRX2	97.7%	96.7%

Tableau 8 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D1

On peut donc constater que les coefficients de corrélation ainsi que les *pouvoir de prédiction* sont relativement faibles. Ils peuvent être suffisants pour estimer de façon grossière le gonflement, mais comme le gonflement à la cellule dimensionnante influe au premier ordre sur le burn-up ainsi que tous les paramètres de conception cœur, il est indispensable d'être très précis sur cette grandeur. Ainsi, si cette interpolation est

Chapitre III

Physique du combustible

considérée satisfaisante pour estimer grossièrement le gonflement du combustible sur la longueur de l'aiguille (nécessaire dans le modèle thermique du 3.3.2), elle n'est pas assez précise pour pouvoir dimensionner le jeu pastille/gaine.

Une des solutions pour améliorer la précision d'un méta-modèle dans ce genre de situation consiste à simplement réduire l'espace de calcul. La plus grande densité de points permet alors de mieux interpoler les comportements non-linéaires. Un second espace de calcul a alors été défini, l'espace D2, dont les caractéristiques sont données dans le Tableau 9.

	Minimum	Maximum	Valeur de référence du cœur mars-2009
Température extérieure combustible (°C)	800	1250	1150
Puissance linéique (W/cm)	100	300	70-190
Rayon de la pastille (mm)	2.5	4.1	3.355
Taux de porosité ouverte	10%	90%	50%

Tableau 9 : Espace de calcul D2, représentatif des conditions de la cellule dimensionnante

Comme cette nouvelle interpolation devait surtout gagner en précision sur la cellule dimensionnante, l'espace de calcul D2 a été réduit en se concentrant autour des conditions susceptibles d'être celles de la cellule dimensionnante. C'est-à-dire :

- Tout d'abord une augmentation de la température minimale considérée (500 -> 800°C)
- La puissance linéique minimale a été augmentée (50 -> 100 W/cm)
- La puissance linéique maximale a été très légèrement diminuée (350 -> 300 W/cm), toutefois la cellule dimensionnante étant toujours au-dessus du plan de flux maximum elle voit donc une puissance linéique un peu plus faible. Le domaine de puissance linéique cœur couvert est donc à peu près le même que celui de D1.

Sur ce domaine D2, le plan d'expérience produit par SMURFER est présenté en figure 13. Ce plan d'expérience contient 250 points de calcul.

Chapitre III

Physique du combustible

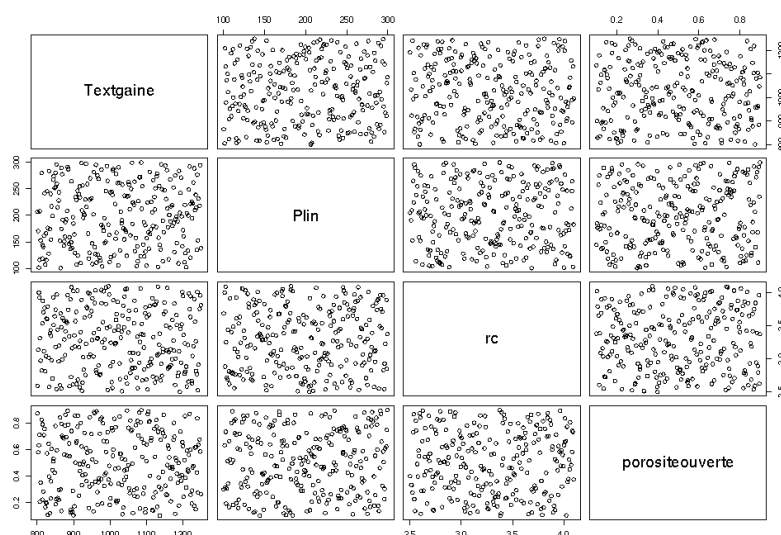


Figure 89 : Plan d'expérience associé à l'espace de calcul D2

Une nouvelle interpolation a été réalisée sur les 231 points ayant convergé sur ce plan d'expérience. Conduisant encore à de bons taux de corrélation en fonction du burn-up : minimum et moyen de respectivement 99.0 % et 99.8 %. Les résultats de l'interpolation de DRX et DRX2 sont quand à eux de bien meilleure qualité et sont donnés dans le Tableau 8. Elles sont considérées satisfaisantes, pour la précision nécessaire à FARM.

	R² Coefficient de corrélation	Q² Pouvoir de prédiction
DRX	99.5%	98.8%
DRX2	99.1%	98.2%

Tableau 10 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D2

A chaque maille de calcul, on vérifiera alors dans quel domaine on se trouve, et on utilisera toujours l'interpolation la plus précise.

3.2.3 Interpolations dans le cas Vanadium

Dans le cas du combustible vanadium, on utilise exactement la même démarche. La seule différence est qu'on modélise alors un certain profil de température de surface combustible, ce qui induit alors un plus grand nombre de paramètres (voir 3.1.3.2).

Comme pour le cas SiC on réalise en fait deux interpolations, une sur un grand domaine, appelé D3, qui permet de couvrir tout le cœur pour les calculs de relâchement de gaz de fission, et de gonflement « grossier », et une autre sur un domaine plus réduit, représentatif des cellules dimensionnantes possibles, afin de gagner en précision.

Chapitre III

Physique du combustible

3.2.3.1 Taux de relâchement des gaz de fission

On a donc décidé d'étudier 320 conditions de calcul (valeur choisie par l'utilisateur) réparties de façon optimale dans l'espace D3 suivant (Tableau 11) :

	Minimum	Maximum	Valeur de référence du cœur mars-2009
Température extérieure combustible (°C)	500	1250	650-1150
Puissance linéique (W/cm)	50	350	70-190
Rayon de la pastille (mm)	2.5	4.1	3.355
Taux de porosité ouverte	10%	90%	50%
Y	0.1	1	0.28
ΔT (°C)	0	250	200

Tableau 11 : Espace de calcul D3, représentatif de l'ensemble du cœur

Il s'agit du même espace de calcul que D1, auquel on a ajouté les deux variables y et ΔT (voir Figure 70).

On définit le paramètre y, comme le burn-up d'IMPG à la maille considéré divisé par un burn-up de référence, qui est le burn-up maximum jusqu'au METEOR simule l'irradiation dans nos calculs. En effet, chaque simulation de pastille METEOR irradie jusqu'à atteindre le burn-up de 17.39 at%. Ainsi, un paramètre y de 0.2, implique que l'IMPG a lieu pour un burn-up local de 3.5 at%. La borne inférieure de y, suppose donc juste que l'IMPG aura lieu après 1.7 at%. La borne maximale de 1 correspond quand à elle au fait qu'il peut ne pas y avoir d'IMPG avant la fin de l'irradiation (comme c'est le cas dans les extrémités supérieures et inférieures du cœur).

Le ΔT traduit quand à lui l'amplitude thermique du refroidissement. On le suppose positif, ce qui implique que l'on ne considère que des refroidissements, et la borne supérieure est fixée à 250°C. A posteriori, cette valeur, s'est révélée un peu faible. On a donc autorisé dans FARM une légère extrapolation jusqu'à 270 °C, après avoir vérifié que le comportement de cette variable était assez linéaire. Tous les cœurs étant par la suite validés, cette légère extrapolation ne semble pas induire d'erreur significative par rapport aux autres hypothèses du modèle.

Chapitre III

Physique du combustible

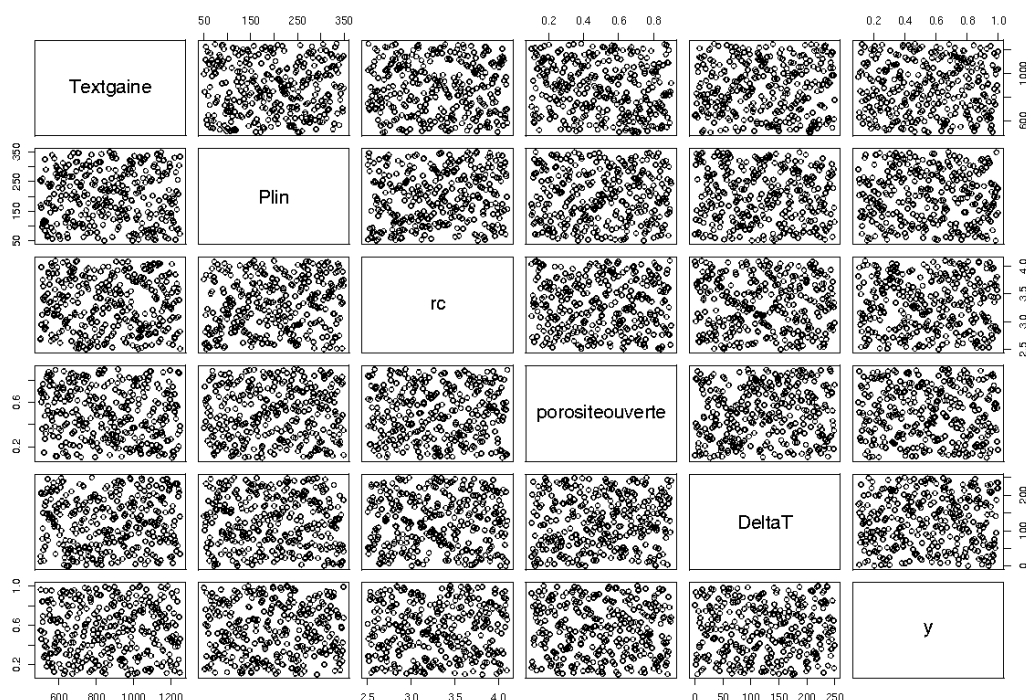


Figure 90 : Plan d'expériences associé à l'espace de calcul D3

Sur les 320 points, 302 convergent. L'interpolation en fonction du burn-up du taux relâchement de gaz de fission s'effectue alors avec un coefficient de corrélation moyen de 96.2% (même remarque que précédemment).

On interpole ensuite à l'aide de polynômes de degré 4 à 6 dimensions (soit 210 coefficients) les TRX et TRX2, (les polynômes obtenus ont respectivement 93 et 77 coefficients non-nuls) avec les performances suivantes :

	R² Coefficient de corrélation	Q² Pouvoir de prédiction
TRX	99.9%	99.8%
TRX2	99.9%	99.7%

Tableau 12 : Performances de l'interpolation de TRX et TRX2 pour le domaine D3

Elles sont donc considérées satisfaisantes.

3.2.3.2 Gonflement

Comme précédemment, on effectue deux interpolations pour le gonflement, une sur tout le cœur, et une autre sur un domaine réduit.

Sur le domaine D3 (ensemble du cœur), l'interpolation en fonction du burn-up est également satisfaisante avec un coefficient de corrélation moyen de 99.9%. Ce résultat

Chapitre III

Physique du combustible

n'était pas acquis car comme dans ce cas, l'interpolation prend en compte à la fois le gonflement du combustible (qui lui peut être pris en compte de façon quadratique comme vu précédemment) et les dilatations induites par le profil de température (qui présente une discontinuité importante), une interpolation polynomiale de degré deux pour le gonflement en fonction du burn-up aurait pu ne pas être adaptée. Mais on constate que cette modélisation est toujours pertinente.

Les coefficients DRX et DRX2 sont quant à eux interpolés, toujours avec des polynômes de degré 4 et dimension 6 avec les performances suivantes :

	R² Coefficient de corrélation	Q² Pouvoir de prédiction
DRX	98.4%	93.5%
DRX2	98.9%	96.2%

Tableau 13 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D3

On constate donc à nouveau que malgré les coefficients de corrélations acceptables, les *pouvoirs de prédiction* sont très dégradés. C'est pour cette raison qu'on réalise une seconde interpolation sur l'espace de calcul D4 (voir Tableau 14) :

	Minimum	Maximum	Valeur de référence du cœur mars-2009
Température extérieure combustible (°C)	800	1250	650-1150
Puissance linéique (W/cm)	100	300	70-190
Rayon de la pastille (mm)	2.5	4.1	3.355
Taux de porosité ouverte	10%	90%	50%
Y	0.15	0.5	0.28
ΔT (°C)	50	250	200

Tableau 14 : Espace de calcul D4, représentatif des conditions de la cellule dimensionnante

Cet espace correspond alors à l'espace de calcul D2 précédent (ajusté pour les conditions de la cellule dimensionnante), avec quelques modifications sur les paramètres Y et ΔT. Pour le paramètre Y, on a réduit le domaine de burn-up pour la première IMPG entre 2.6 at% et 8.7 at%, ce qui étant donné les cœurs obtenus est tout à fait raisonnable. Pour la variation de température, on considère que la cellule dimensionnante entrant forcément en IMPG, elle subit forcément une chute de température d'au moins 50°C (qui est plutôt de l'ordre de 150 à 200°C sur l'ensemble des cœurs).

On présente sur la Figure 91, le plan d'expérience à 310 points associé à l'espace D4.

Chapitre III

Physique du combustible

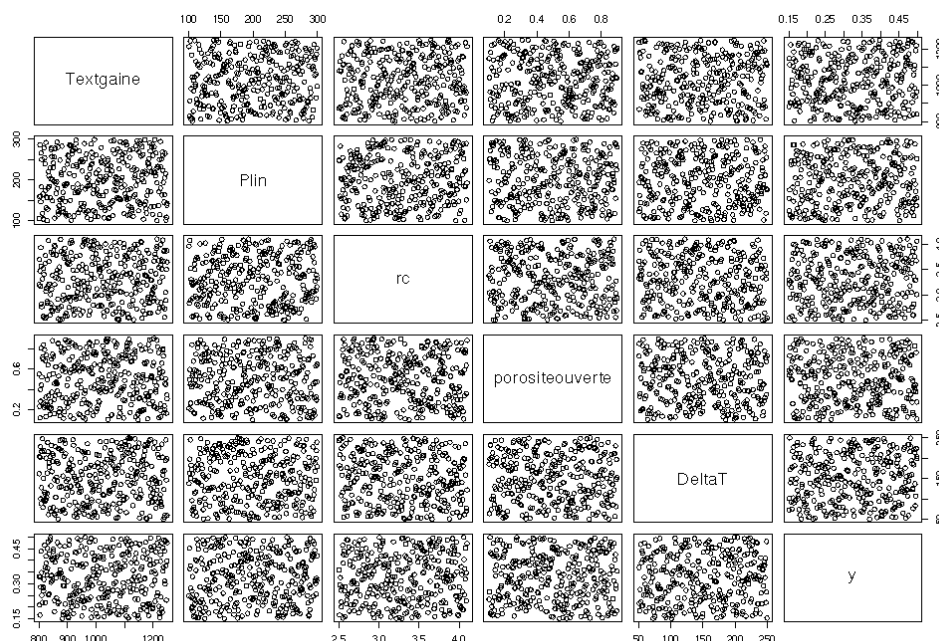


Figure 91 : Plan d'expérience associé à l'espace de calcul D4

Sur les 310 points, 290 convergent. L'interpolation du gonflement en fonction du burn-up conserve un excellent coefficient de corrélation moyen de 99.9%.

Les résultats de l'interpolation des DRX et DRX2 finaux sont alors donnés dans le Tableau 15.

	R² Coefficient de corrélation	Q² Pouvoir de prédiction
DRX	99.1%	97.8%
DRX2	99.2%	98.3%

Tableau 15 : Performances de l'interpolation de DRX et DRX2 pour le domaine D4

On considère alors que cette interpolation présente une précision suffisante.

En conclusion de ce sous-chapitre, on peut donc affirmer qu'une interpolation satisfaisante des propriétés de gonflement et de relâchement des gaz de fission du carbure a été obtenu, pour une gamme de burn-up importante (0-15 at%) dans toutes les conditions de puissance et température qu'une pastille de combustible est susceptible de rencontrer en réacteur.

3.3 Modèle thermique

Dans le sous-chapitre 3.2 a été présenté comment le comportement de gonflement et de relâchement des gaz de fission du carbure ont été interpolés en fonction de divers paramètres. Trois de ces paramètres sont des variables de dimensionnement du

Chapitre III

Physique du combustible

combustible (le rayon pastille, la porosité totale, et la porosité ouverte), qui sont supposées parfaitement connues en début d'irradiation. Le profil de puissance linéique est lui aussi considéré connu (voir 4.2). Mais il reste donc une grandeur, fondamentale dans le comportement du combustible, qu'il reste à évaluer : la température de surface du combustible.

De plus, une difficulté supplémentaire se rajoute du fait que cette température est loin d'être constante au cours de l'irradiation (voir 3.1.3.2). Suivant le modèle de physique du combustible considéré, on va alors soit chercher à calculer une unique « température représentative » de l'irradiation, soit calculer un profil de température relativement simple, afin de les utiliser dans les interpolations du comportement du combustible. Ce sous-chapitre détaille donc la méthode de calcul de ces différentes températures, et présente à la fin une validation générale du modèle.

3.3.1 *Thermique début de vie*

Dans cette partie on va donc s'attacher à calculer les températures du combustible en début de vie, alors que le jeu pastille/gaine n'est constitué que d'hélium pur, et que le combustible n'a pas encore gonflé. On présente tout d'abord le calcul de la température du caloporteur et de la gaine, puis celui de la température de surface du combustible. Une validation du modèle de thermique début de vie termine cette partie.

On rappelle au lecteur qu'un glossaire est disponible à la fin de ce document (page 321) rappelant toutes les notations.

3.3.1.1 *Température caloporteur et température gaine*

Le modèle de thermique de FARM a été développé comme une amélioration du module thermique de COPENIC (modèle de préconception cœur utilisé au CEA DER/SESI).

Dans le canal central, avec des températures d'entrée et sortie T_{in} et T_{out} , sous l'hypothèse d'un profil de puissance axial sinusoïdal comme ci-dessous, et en supposant que la chaleur spécifique de l'hélium est constante (approximation justifiée puisqu'elle varie de moins de 0.05% entre l'entrée et la sortie du cœur) une intégration permet de montrer que la température du gaz se calcule analytiquement en tout point avec la formule suivante :

$$P_{lin}(z) = P_{linmax} \cos\left(\varepsilon\pi \frac{z}{H_{fiss}}\right)$$

$$T_{He}(z) = T_{He}^{moy} + \frac{T_{out} - T_{in}}{2 \sin\left(\frac{\pi\varepsilon}{2}\right)} \sin\left(\varepsilon\pi \frac{z}{H_{fiss}}\right)$$

Où ε est l'efficacité réflecteur, paramètre du modèle de puissance linéique (pris constant égal à 0.75 dans FARM, voir 4.2), et H_{fiss} la hauteur fissile.

On discrétise ensuite l'aiguille combustible en un nombre variable de mailles axiales (ce nombre est pris à 15 dans les études FARM). Pour chaque maille, on détermine à partir de la formule ci-dessus la température du caloporteur. On en déduit la température extérieure gaine, d'après la formule suivante, où $P_{lin}(z)$ est la puissance linéique à la côte z , r

Chapitre III

Physique du combustible

le rayon (extérieur) de la gaine et $h_{He/gaine}$ le coefficient d'échange thermique caloporteur/gaine.

$$T_{gaineext}(z) = T_{He}(z) + \frac{P_{lin}(z)}{2\pi \times r \times h_{He/gaine}}$$

Ce dernier est calculé à l'aide de la corrélation de Colburn (issue des fonctions COPERNIC), où Nu est le nombre de Nusselt, λ_{He} la conductivité de l'hélium, Pr le nombre de Prandtl, donnée du fluide et Re le nombre de Reynolds.

$$h_{He/gaine} = \frac{\lambda_{He}}{Dh} Nu \quad Nu = 0.023 \times Re^{0.8} \times Pr^{0.33}$$

Ensuite, la résolution de l'équation de la chaleur dans une géométrie cylindrique permet d'en déduire, en supposant la conductivité du SiC constante, la température en face interne de la gaine :

$$T_{gaineint}(z) = T_{gaineext}(z) + \frac{P_{lin}(z)}{2\pi\lambda_{gaine}} \ln\left(\frac{r}{r_{int\ gaine}}\right)$$

La loi de conductivité du SiC/SiCf considérée dans cette étude, est la même que dans les études précédentes. Ainsi, en cohérence avec ces études, par rapport au composé SiC/SiCf caractérisé lors des premières études CEA, on suppose que la conductivité a été améliorée d'un facteur 1.5 (comme expliqué au 3.1.1).

Il est également important de noter que dans ces équations, les valeurs des nombres de Reynolds, de Prandtl, ainsi que la conductivité de la gaine dépendent eux-mêmes de la température. Cependant, les nombres de Reynolds et de Prandtl, sont calculés à la température du fluide qui est parfaitement connue. La conductivité de la gaine quant à elle est prise à la température de surface de la gaine (approximation valable étant donné sa dépendance modérée en température, et l'écart limité de température entre l'intérieur et l'extérieur de la gaine. L'erreur induite ne peut pas dépasser la dizaine de degrés.).

De plus, en cohérence avec la modélisation *METEOR*, on ne modélise pas dans FARM la dégradation de la conductivité du SiC au cours de l'irradiation. Ainsi, l'écoulement d'hélium restant constant, les températures de gaine sont supposées constantes au cours de l'irradiation.

Chapitre III

Physique du combustible

$$P_{lin}(z) = \frac{\pi P_V(z) r_c^2}{z_{comb}}$$

$$T_{He}(z) = T_{Hemoy} + \frac{T_{out} - T_{in}}{2 \sin\left(\frac{\pi \varepsilon}{2}\right)} \sin\left(\varepsilon \pi \frac{z}{H}\right)$$

$$T_{gaineint}(z) = T_{gaineext}(z) + \frac{P_{lin}(z)}{2\pi \lambda_{gaine}} \ln\left(\frac{r}{r_{int\ gaine}}\right)$$

$$T_{combext}(z) = T_{gaineint}(z) + \frac{P_{lin}(z)}{2\pi \times r_c h_{pastille/gaine}}$$

Figure 92 : Calcul des températures radiales d'une aiguille combustible

Où z_{comb} est la fraction volumique de combustible (porosité comprise) dans le cœur et P_V la puissance volumique dans le cœur.

3.3.1.2 Température extérieure combustible en début de vie

Puis, pour avoir accès à la température de surface de la pastille, il est nécessaire de modéliser les échanges thermiques à travers le jeu pastille/gaine. On distingue alors deux cas, les jeux avec un joint Hélium, et les cas utilisant un buffer.

On présente tout d'abord le cas d'un jeu pastille/gaine contenant uniquement du gaz (dit joint Hélium). On ne détaillera pas ici, toute la phénoménologie thermique qui peut gouverner cet échange, (présence de deux lames de gaz aux parois en plus de la zone de conduction centrale, mais leur impact est considéré négligeable pour tout jeu supérieur à 50µm), et l'on ne retiendra que les deux phénomènes principaux :

- **La conduction gazeuse.** De loin, le phénomène le plus important. Au premier ordre le coefficient d'échange gazeux du jeu pastille/gaine peut s'écrire ($W/m^2.K$) :

$$h_{pastille/gaine} = \frac{\lambda_{gaz}(T_{jeu}^{moy})}{j_{pastille/gaine}^{chaud}}$$

Où λ_{gaz} est la conductivité du gaz ($W/m.K$), donc en début de vie de l'hélium pur, et $j_{pastille/gaine}$ le jeu radial pastille/gaine à chaud (m).

La conductivité de l'hélium dépendant de la température, on considère ici la température moyenne du jeu.

Chapitre III

Physique du combustible

$$T_{\text{jeu}}^{\text{moy}} = \frac{T_{\text{comb}}^{\text{ext}} + T_{\text{gaine}}^{\text{int}}}{2}$$

L'impact thermo-hydraulique de la dilatation extérieure de la gaine a par ailleurs été estimé, et s'est révélé négligeable.

Cette équation fait cependant intervenir au premier ordre le jeu radial pastille/gaine à chaud, dont la valeur dépend au premier ordre des dilatations radiales de la gaine et du combustible et donc des températures (lesquelles dépendent du coefficient d'échange). L'équation devient implicite. Les propriétés de dilatation des différents matériaux ont donc été implémentées dans FARM, et un algorithme du point fixe est utilisé pour faire converger la température et les dilatations. On observe que la convergence est toujours atteinte à moins d'un degré près, en 3 itérations.

Le jeu pastille/gaine à chaud est alors calculé de la façon suivante :

$$j_{\text{pastille/gaine}}^{\text{chaud}} = r_{\text{gaine int}} \left(1 + \alpha_{\text{gaine}} \left(T_{\text{gaine}}^{\text{moy}} \right) \right) - r_{\text{comb}}(0) \left(1 + \alpha_{\text{comb}} \left(T_{\text{comb}}^{\text{moy}} \right) \right)$$

Où les températures moyennes (radialement) sont définies par :

$$T_{\text{comb}}^{\text{moy}} = \frac{T_{\text{comb}}^{\text{int}} + T_{\text{comb}}^{\text{ext}}}{2} \qquad T_{\text{gaine}}^{\text{moy}} = \frac{T_{\text{gaine}}^{\text{int}} + T_{\text{gaine}}^{\text{ext}}}{2}$$

On considère ici les températures moyennes de la gaine et du combustible²⁹, car ce sont les plus représentatives pour ces phénomènes de dilatation. Et effet le carbure par exemple, va plus se dilater que la seule dilatation de sa surface, car le cœur de la pastille plus chaud, va se dilater encore plus. La prise en compte exacte des dilatations différentielles entre le cœur et la surface de la pastille nécessiterait un calcul mécanique prenant en compte l'élasticité et la fragmentation du carbure, ce qui ne sera pas fait ici. On considère alors que la prise en compte de la température moyenne permet d'avoir une bonne approximation de la dilatation.

On calcule alors la température au cœur de la pastille combustible avec la formule suivante (où λ_{comb} est la conductivité du carbure) :

$$T_{\text{comb}}^{\text{int}}(z) = T_{\text{comb}}^{\text{ext}}(z) + \frac{P_V(z) \times rc^2}{4z_{\text{comb}} \lambda_{\text{comb}}}$$

- **Le rayonnement.** La pastille étant significativement plus chaude que la gaine, le rayonnement participe à l'échange thermique à travers le jeu pastille-gaine. Il représente en général de l'ordre de 2 à 6 % (jusqu'à 10% dans certaines configurations) du coefficient d'échange, c'est pourquoi il a

²⁹ Le profil de température à l'intérieur du combustible est tel que la température moyenne volumique du combustible est bien la moyenne des températures intérieures et extérieures, si on suppose que la conductivité thermique du carbure est constante. Cependant, le profil de température à l'intérieur de la gaine étant de forme logarithmique, la véritable température moyenne n'est pas celle définie ci-dessus. Cependant, les différences entre les deux définitions sont négligeables, et sans impact étant données les incertitudes de modélisation.

Chapitre III

Physique du combustible

été pris en compte. L'échange thermique par rayonnement h_r peut se calculer ainsi :

$$h_r = \frac{\sigma_{sb}}{\left(\frac{1}{\varepsilon_{cb}} + \frac{1}{\varepsilon_g} - 1\right)} \frac{T_{cb}^4 - T_g^4}{T_{cb} - T_g}$$

Avec :

σ_{sb}	: constante de Stefan-Boltzmann = $5,67032 \cdot 10^{-8}$	W/m ² .K ⁴
ε_{cb}	: émissivité surface externe combustible	(sans unité)
ε_g	: émissivité surface interne gaine	(sans unité)
T_{cb}	: température de surface externe combustible	(K)
T_g	: température de surface interne gaine	(K)

La somme des deux coefficients d'échange (conduction gazeuse et rayonnement) permet de calculer le coefficient d'échange global (au premier ordre) du jeu pastille/gaine $h_{\text{pastille/gaine}}$.

On en déduit ensuite la température extérieure pastille de la façon suivante :

$$T_{\text{combext}}(z) = T_{\text{gaineint}}(z) + \frac{P_{\text{lin}}(z)}{2\pi \times rc \times h_{\text{pastille/gaine}}}$$

Ceci suppose également que la pastille soit parfaitement centrée au centre de l'aiguille.

La Figure 92 récapitule les principales formules utilisées dans le calcul de la température de surface du combustible.

Dans le cas d'un combustible utilisant un buffer, on suppose tout d'abord qu'en début de vie, à chaud au niveau de la cellule dimensionnante, la pastille de combustible est en contact direct avec le buffer. En effet, la dilatation thermique du combustible étant plus importante que celle du SiC, les pastilles combustible disposeront d'un petit jeu pastille/buffer pour leur introduction, que l'on suppose donc dimensionné pour s'annuler lors de la montée en température du combustible, au niveau de la cellule dimensionnante.

On rappelle (voir 3.1.3.2) qu'une partie de l'échange thermique aura alors lieu via les fibres du buffer, et une autre partie via le gaz lui-même. La conductivité du buffer sera donc issue d'un mélange entre la conductivité de la matrice de SiC et du joint gazeux lui-même, et dépend donc de la porosité du buffer. Sur la base d'une modélisation de type Maxwell (borne supérieure) présentée ci-dessous [TEC95], en cohérence avec les autres études CEA, on peut donc en déduire l'amélioration qu'induit la présence du buffer par rapport à un joint Hélium.

Chapitre III

Physique du combustible

$$\frac{\lambda_{buffer}}{\lambda_{He}} = \frac{2 \left(\frac{\lambda_{SiC}}{\lambda_{He}} \right)^2 (1 - poro_{buffer}) + (1 + 2 poro_{buffer}) \frac{\lambda_{SiC}}{\lambda_{He}}}{\left(2 + poro_{buffer} \right) \frac{\lambda_{SiC}}{\lambda_{He}} + 1 - poro_{buffer}}$$

On appelle alors ce facteur fth_{buffer} (facteur thermique buffer) la conductivité par rapport au joint hélium :

$$\lambda_{buffer} = \lambda_{He} \times fth_{buffer}$$

Suivant la porosité du buffer on peut alors déduire les différentes valeurs de ce facteur en début de vie, comme indiqué dans le Tableau 16³⁰. On rappelle que ce facteur d'amélioration thermique sera ensuite supposé constant tout au long de l'irradiation (voir 3.1.3.2).

poro_{buffer}	50%	75%	85%
fth_{buffer}	10	5	3

Tableau 16 : Facteurs d'amélioration thermique du joint pour différentes porosités du buffer

On remarque alors que plus la porosité est élevée plus le facteur d'amélioration thermique est dégradé. Mais, la porosité du buffer ayant un impact direct sur le critère de fin de vie (plus la porosité est faible, moins le buffer pourra se comprimer), le choix de ce paramètre doit donc être issu d'un compromis entre l'amélioration thermique induite par le buffer, et sa capacité à se comprimer pour atteindre de hauts burn-up. Des optimisations ont été réalisées dans les deux configurations 50% de porosité / 10 de facteur thermique, et 75%/5. Les cœurs obtenus avec la porosité de 75% sont alors clairement les plus performants, ce qui confirme l'intérêt déjà identifié pour des buffers à haute porosité.

Néanmoins, étant donné les incertitudes concernant les critères de fin de vie et le comportement thermique (au cours de l'irradiation) de ce buffer, on va considérer dans FARM un buffer dont la porosité est de 75%, mais dont le facteur thermique n'est que de 3. Cette modélisation peut alors correspondre à deux conservatismes différents ; soit on considère qu'on prend une certaine marge vis-à-vis de la modélisation thermique par rapport au buffer à 75% de porosité (facteur thermique de 3 au lieu de 5). Soit elle peut aussi être vue comme un cas à 85% de porosité buffer, avec une certaine marge par rapport au critère de fin de vie optimiste considéré (en effet on suppose ainsi que la fin de vie intervient alors que le buffer ne dispose plus que d'une porosité de 10%). Etant donné les incertitudes sur le comportement sous irradiation, et les aspects de fabricabilité du buffer, cette modélisation légèrement conservative semble être la façon la plus adaptée de le modéliser.³¹

³⁰ En considérant $\lambda_{SiC} \sim 10W/m/K$ et $\lambda_{He} \sim 0,4W/m/K$, soit les valeurs à 900°C.

³¹ Des calculs thermiques 3D ont récemment (ultérieurement aux études FARM) obtenu des facteurs d'amélioration thermique en début de vie légèrement plus faibles que ceux du modèle de Maxwell considéré ici. Néanmoins la valeur obtenue était de 2,5, ce qui est relativement cohérent avec la valeur considérée dans FARM.

Chapitre III

Physique du combustible

Une étude de sensibilité a néanmoins été réalisée, qui conduit au fait qu'en moyenne, si l'on considère un buffer avec une porosité de 75% et un facteur thermique de 5 on gagne en moyenne 2 t/GWe sur l'inventaire Pu (toutes les autres performances étant égales par ailleurs).

3.3.1.3 Validation

Une comparaison entre les résultats de ce modèle thermique début de vie de FARM et METEOR a été réalisée sur le cœur de référence mars 2009. On peut voir le résultat de cette comparaison sur la Figure 93, où les résultats METEOR V2.0.2 sont tracés en pointillés, et les résultats de FARM sont en traits pleins. On constate que les courbes de tous les profils de température se superposent. Un léger écart est à signaler sur les températures combustible à l'entrée du cœur, probablement issu de la simplification du coefficient d'échange pastille/gaine et de la non prise en compte de la variation de la conductivité du SiC dans la gaine, mais on constate que l'écart entre FARM et METEOR ne dépasse pas la vingtaine de degrés.

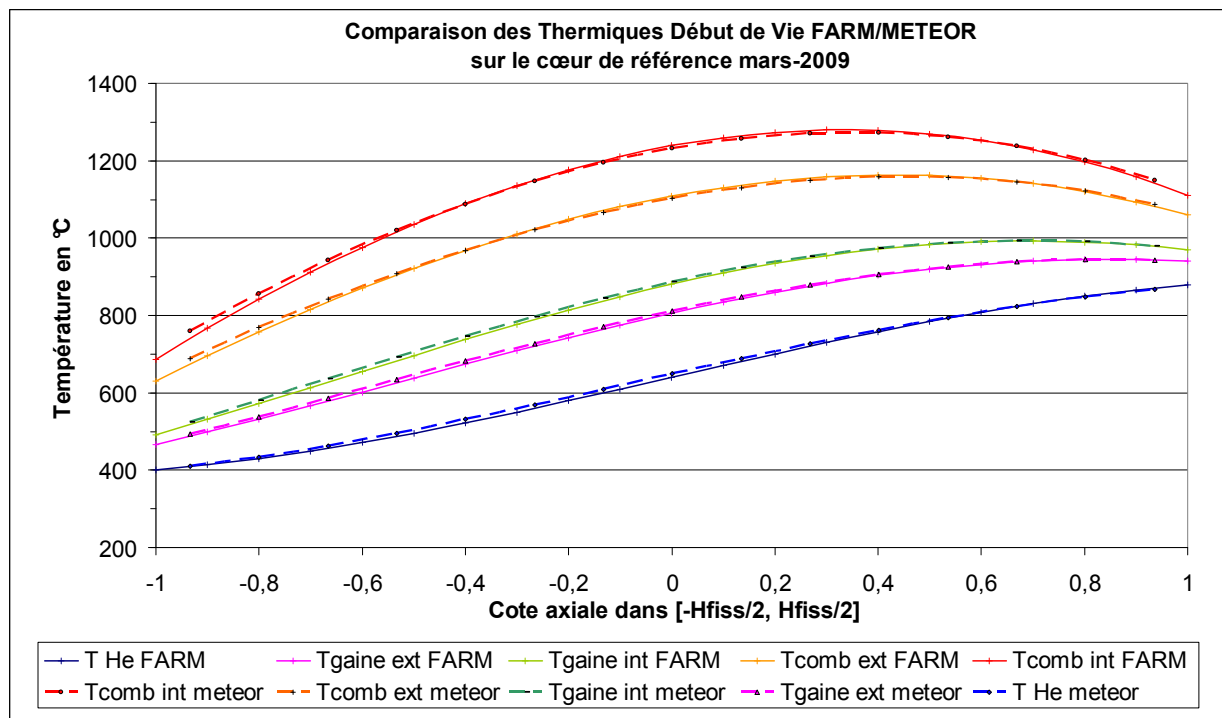


Figure 93 : Comparaison des températures début de vie FARM/METEOR sur le cœur de référence mars-2009

La Figure 93, permet aussi de bien appréhender la contribution de chaque terme à l'échauffement du combustible. Ainsi, on peut constater que l'écart de température entre les faces interne et externe de la gaine est certes significatif, (de l'ordre de 80°C pour ce cœur), mais est finalement faible devant l'échauffement entre le gaz et la gaine (qui lui peut atteindre 180 °C) et surtout le jeu pastille/gaine (> 200 °C). Une modélisation satisfaisante du coefficient d'échange pastille/gaine est donc indispensable pour évaluer la température du combustible.

D'autres comparaisons qui ne seront pas présentées ici, ont également été réalisées et donnaient des résultats tout à fait similaires.

Chapitre III

Physique du combustible

Dans le cas d'un combustible utilisant un buffer, les calculs *METEOR.V.2.1.1* utilisent la même modélisation (facteur thermique d'amélioration du jeu par le buffer constant), et donne par conséquent également les mêmes résultats.

On peut donc en déduire, que le modèle de thermique d'une aiguille en début de vie de FARM est satisfaisant.

3.3.2 *Thermique au cours de l'irradiation*

L'objectif de cette partie va être d'évaluer les variations de température subies par le combustible au cours de l'irradiation avant l'IMPG, afin d'en déduire l'impact sur le gonflement ou le taux de relâchement des gaz de fission. On se place ici dans le cas des aiguilles gainées en SiC, ou il n'y a pas d'interaction mécanique pastille/gaine, pour utiliser le modèle combustible interpolé à température constante présenté au 3.2.2.

On présentera tout d'abord la façon de prendre en compte la variation de température induite par la variation du coefficient d'échange thermique du jeu pastille/gaine (3.3.2.1), en parlant tout d'abord de la méthode générale de la « température représentative ». Puis on détaillera les façons d'évaluer deux paramètres intervenant dans le calcul de cette température :

- La dérivée moyenne de l'irradiation (3.3.2.2)
- La quantité de gaz de fission relâchée (3.3.2.3)

3.3.2.1 *Méthode de prise en compte de la variation de température*

Idéalement, la meilleure façon de prendre en compte l'évolution du comportement du combustible, est de discrétiser l'irradiation en temps et de regarder à chaque pas de calcul, le gonflement et le relâchement de gaz produit pour chaque pastille à cette température, et d'en déduire la nouvelle température. Cette option, qui correspond à ce qui est réalisé dans *METEOR V2.0.2*, a cependant deux principaux inconvénients qui la rendent inabordable dans FARM :

- Tout d'abord, elle nécessite un temps de calcul élevé (quelques minutes pour un calcul *METEOR*. Le temps de calcul visé par cœur étant de l'ordre de la seconde, et chaque calcul cœur faisant appel à au moins une cinquantaine de calculs combustible, il est totalement inenvisageable d'effectuer une discrétisation en temps.
- De plus, les interpolations réalisées ne sont valables qu'à température constante, ou avec un profil de température donné. Dans ce cas, si l'on calculait le premier pas de temps d'une pastille à une certaine température T_1 , puis que cette pastille se retrouvait l'instant d'après à une température T_2 différente de la première; quelle température devrait-on considérer dans l'interpolation de son gonflement au second pas de temps ? La simple prise en compte de T_2 serait fautive, car elle ne considérerait pas le « passé » de la pastille, les variations des tailles de bulles et les autres phénomènes qui ont été induits par le précédent pas de temps à la température T_1 . Ainsi une discrétisation en temps est incompatible avec les méta-modèles combustibles mis en place précédemment.

Chapitre III

Physique du combustible

On va donc chercher dans cette partie à estimer une « température représentative », unique, afin d'approcher au mieux le gonflement et le relâchement des gaz de fission. Cette température ne sera pas forcément la moyenne des températures de surface vues par le combustible, puisque le profil de température réel est hors de notre portée. Il s'agira donc là d'une grandeur quasiment abstraite et qui sera paramétrée sur quelques cas afin d'obtenir la représentativité voulue. On s'attachera donc à ce qu'elle prenne en compte les principaux phénomènes et les tendances moyennes du comportement de la pastille, mais cela reste une modélisation simplifiée.

Afin de calculer cette température on va faire l'hypothèse, forte, que la variation de température de surface du combustible est linéaire en fonction du temps. Ce n'est dans la réalité jamais le cas, comme on peut le voir sur la Figure 94 qui trace l'évolution du $\Delta T_{\text{pastille/gaine}}$ calculé par METEOR (en bleu) et FARM (en rouge). Comme l'analyse qui est faite au 3.1.3.2, on constate que pour la cellule dimensionnante le gonflement de la pastille l'emporte sur la dégradation de la conductivité générée par les gaz de fission, et que par conséquent la température diminue. On observe d'ailleurs un premier palier où les deux effets se compensent, avant que la forte non-linéarité du coefficient d'échange pastille/gaine en fonction du jeu radial ne prenne le dessus et que la température se refroidisse.

L'objectif va donc être de calculer, pour une côte axiale donnée une « dérivée moyenne » capable de prédire la tendance générale de la courbe. La méthode de calcul de cette dérivée est présentée au 3.3.2.2. Une fois la droite associée obtenue, on se place à un certain moment de l'irradiation $\beta \cdot T_{\text{irr}}$ où β est un paramètre du modèle, et T_{irr} la durée de l'irradiation. (Exemple, si $\beta=0.5$, la température représentative considérée sera la température de la droite représentative, à la moitié de l'irradiation).

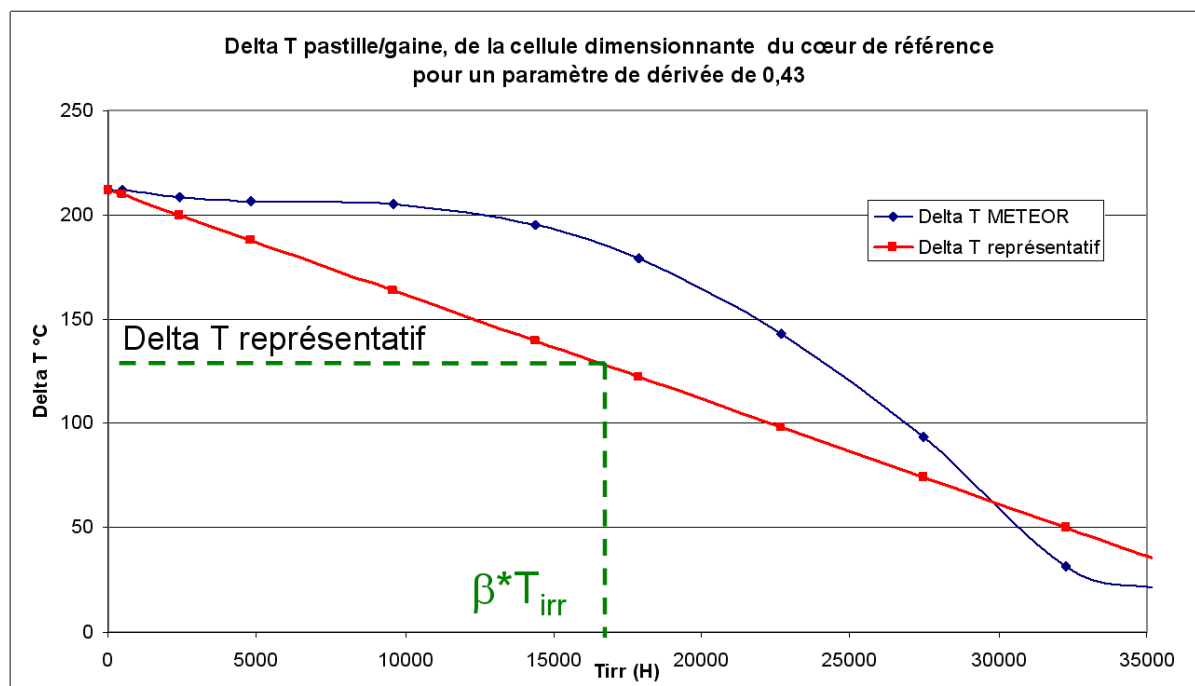


Figure 94 : Evolution du Delta T pastille/gaine, à la cellule dimensionnante du cœur de référence

Le calcul de la « dérivée moyenne » fait quant à lui intervenir un autre paramètre, alpha. Ces deux valeurs sont ensuite recalées à la main sur des calculs METEOR.

Chapitre III

Physique du combustible

On verra par la suite que le calcul de cette température représentative fait appel au gonflement en fin d'irradiation de chaque maille axiale, ainsi qu'à la quantité de gaz de fission relâchée en fin d'irradiation. Ces valeurs ne peuvent bien entendu pas être connues a priori. Ce calcul fait de plus inévitablement appel au jeu pastille/gaine initial à froid, qui est rappelons-le la grandeur principale que l'on cherche à évaluer dans cette étude afin de tenir le burn-up voulu. Une méthode itérative est donc nécessaire pour converger sur ces valeurs, comme expliqué au 2.3.

3.3.2.2 Estimation de la dérivée moyenne d'irradiation

Comme décrit au 3.1.3.2, au cours de l'irradiation la température de surface du combustible va évoluer sous l'impact de deux principaux phénomènes ;

- la dégradation de la conductivité du jeu à cause des gaz de fission relâchés, effet qui a tendance à élever la température
- et le gonflement de la pastille qui réduit le jeu pastille/gaine, et la porosité dans le cas d'un buffer, et a donc tendance à diminuer la température.

En effet, les autres phénomènes pouvant entrer en jeu tels que la dégradation de la conductivité du SiC, le gonflement et le fluage du SiC sont considérés être négligeables dans cette étude. On suppose également que la pastille reste parfaitement centrée au milieu de l'aiguille et l'on néglige les éventuels éclats de combustible.

Sous ces hypothèses, la température intérieure de la gaine est fixe, et la variation au cours du temps de la température de surface du combustible peut alors s'écrire (avec les notations précédentes) :

$$\frac{d(T_{combext})}{dt} = \frac{d(\Delta T_{pastille/gaine})}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{P_{lin}}{2\pi \times rc(t) \times h_{pastille/gaine}} \right)$$

Or, comme :

$$h_{pastille/gaine} = \frac{\lambda}{j_r}$$

Où λ est la conductivité du mélange de gaz (He, Xe, Kr), et j_r le jeu radial pastille/gaine.

On peut en déduire que, à puissance linéique constante (ce qui est le cas ici) :

$$\frac{d(T_{combext})}{dt} = \frac{P_{lin}}{2\pi} \frac{d}{dt} \left(\frac{j_r(t)}{rc(t) \times \lambda(t)} \right)$$

Equation 1

Dans cette équation, j_r , rc et λ , dépendent du temps. On va donc s'attacher dans les paragraphes qui suivent à décrire cette dépendance pour pouvoir les dériver.

Chapitre III

Physique du combustible

- **Evolution du rayon de la pastille.** Le rayon de la pastille va évoluer d'une part à cause du gonflement, ce qui est la cause principale de son évolution, mais également à cause des dilatations. En effet, la variation de température va également induire une variation de la dilatation de la pastille. Ainsi on peut écrire l'évolution du rayon de la pastille de la façon suivante :

$$rc^{chaud}(t) = rc^{chaud}(0) \times (1 + DR(t)) \times (1 + \alpha_{comb}(T))$$

Où $DR(t)$ est le gonflement à un instant t , et α_{comb} le coefficient de dilatation du carbure.

Ainsi la dérivée de cette évolution, va faire intervenir la dérivée du coefficient de dilatation en fonction de la température, qui est supposé connu d'après les propriétés matériaux, mais aussi la dérivée du gonflement. Le gonflement étant modélisé par un polynôme de degré deux, sa dérivée pourrait être facilement accessible. Cependant, comme l'objectif est ici d'estimer une « dérivée moyenne », représentative de toute l'irradiation, on considère ici la vraie « dérivée moyenne » linéaire. (laquelle est de toute façon assez proche de la dérivée exacte puisque le gonflement est quasi-linéaire.)

$$\frac{d(DR)}{dt}(t)_{moyen} = \frac{DR(T_{irr})}{T_{irr}}$$

On peut donc en déduire l'expression de la dérivée du rayon pastille, et du jeu pastille/gaine. (Sous les hypothèses citées précédemment nous avons $r_c + j_r = \text{constante}$)

$$\frac{d(rc)}{dt}(t) = -\frac{d(j_r)}{dt}(t) = rc(0) \left((1 + \alpha(T)) \frac{DR(T_{irr})}{T_{irr}} + (1 + DR(t)) \frac{d\alpha}{dT} \times \frac{dT}{dt} \right)$$

- **Evolution de la conductivité du mélange de gaz.** Là aussi l'évolution de la conductivité du gaz va dépendre de deux effets : l'apport de gaz de fission dans le mélange, mais aussi la variation de température. En effet la conductivité d'un mélange de gaz dépend de sa composition, mais également de sa température. La température considérée ici est la moyenne entre la température interne gaine et surface combustible (comme au 3.3.1.2).

On pose C comme le rapport de la quantité de gaz de fission relâché et la quantité d'hélium initiale (exprimés en volume aux Conditions Normales de Température et Pression).

$$C = \frac{V_{gaz-fission-CNTP}}{V_{He-CNTP}}$$

La variation de la conductivité du mélange de gaz peut alors s'écrire :

$$\frac{d(\lambda)}{dt} = \frac{\partial \lambda}{\partial T} \times \frac{dT}{dt} + \frac{\partial \lambda}{\partial C} \times \frac{dC}{dt}$$

Chapitre III

Physique du combustible

La conductivité est calculée à l'aide d'un modèle de mélange de gaz issu de la documentation *METEOR*. Ce modèle analytique étant fortement non-linéaire, et la cinétique de relâchement des gaz de fission étant elle aussi non-linéaire, on observe de très fortes différences entre la dérivée à un instant donné, et la dérivée moyenne au cours de l'irradiation. C'est pourquoi, afin d'estimer la « dérivée moyenne de la température » on considère une dérivée moyenne calculée de la façon suivante :

$$\frac{\partial \lambda}{\partial C} \times \frac{dC}{dt}_{\text{moyen}} = \frac{\lambda(T, C_{\text{final}}) - \lambda(T, 0)}{T_{\text{irr}}}$$

Où C_{final} est le rapport entre la quantité finale de gaz de fission rejetée dans l'aiguille et la quantité initiale d'hélium.

Avec les modèles cités ci-dessus on peut alors dériver l'équation 1 qui après quelques transformations peut se transformer en l'équation 2 :

$$\frac{d(\Delta T_{p/g})}{dt}(t) = \frac{\frac{Plin}{2\pi \times rc(t)\lambda(t)} \left(\frac{rc+j}{rc(t)} rc(0)(1+\alpha(T)) \frac{DR(T_{\text{irr}})}{T_{\text{irr}}} + \frac{j(t)}{\lambda(t)} \frac{\lambda(T, C_{\text{final}}) - \lambda(T, 0)}{T_{\text{irr}}} \right)}{1 + \frac{Plin}{2\pi \times rc(t)\lambda(t)} \left(\frac{j(t)}{\lambda(t)} \frac{d\lambda}{dT} + \frac{rc+j}{rc(t)} rc(0)(1+DR(t)) \frac{d\alpha}{dT} \right)}$$

Equation 2 :

Cependant, cette équation étant fortement non-linéaire, la valeur de la dérivée va dépendre du moment où l'on va la calculer. On met d'ailleurs en valeur ci-dessous la dépendance en temps de l'équation 2.

$$\frac{d(\Delta T_{p/g})}{dt}(t) = \frac{\frac{Plin}{2\pi * rc(t) * \lambda(t)} \left(\frac{rc+j}{rc(t)} rc(0)(1+\alpha(T)) \frac{DR(T_{\text{irr}})}{T_{\text{irr}}} - \frac{j(t)}{\lambda(t)} \frac{\partial \lambda}{\partial C} \right)}{1 + \frac{Plin}{2\pi * rc(t) * \lambda(t)} \left(\frac{j(t)}{\lambda(t)} \frac{\partial \lambda}{\partial T}(C, T) + \frac{rc+j}{rc(t)} rc(0)(1+DR(t)) \frac{d\alpha}{dT} \right)}$$

Afin de calculer la dérivée « moyenne » ou « représentative », on va alors introduire un paramètre α correspondant à l'instant auquel la dérivée est calculée. De la même façon que pour β si $\alpha=0.5$, cela signifiera que la dérivée considérée est celle de la moitié de l'irradiation.

On a alors :

$$rc(\alpha T_{\text{irr}}) = rc^{\text{chaud}}(0)(1 + \alpha DR(T_{\text{irr}}))$$

$$\lambda(\alpha T_{\text{irr}}) = \lambda(T_{\text{jeu}}^{\text{moyen}}, \alpha C_{\text{final}})$$

$$\frac{d(\Delta T_{p/g})}{dt}_{\text{représentatif}} = \frac{\frac{Plin}{2\pi \times rc(\alpha T_{\text{irr}}) \times \lambda(\alpha T_{\text{irr}})} \left(\frac{rc+j}{rc(\alpha T_{\text{irr}})} rc(0)(1+\alpha(T)) \frac{DR(T_{\text{irr}})}{T_{\text{irr}}} + \frac{j(\alpha T_{\text{irr}})}{\lambda(\alpha T_{\text{irr}})} \frac{\lambda(T, C_{\text{final}}) - \lambda(T, 0)}{T_{\text{irr}}} \right)}{1 + \frac{Plin}{2\pi \times rc(\alpha T_{\text{irr}}) \lambda(\alpha T_{\text{irr}})} \left(\frac{j(\alpha T_{\text{irr}})}{\lambda(\alpha T_{\text{irr}})} \frac{d\lambda}{dT} + \frac{rc+j}{rc(\alpha T_{\text{irr}})} rc(0)(1+DR(\alpha T_{\text{irr}})) \frac{d\alpha}{dT} \right)}$$

Chapitre III

Physique du combustible

On peut ainsi estimer une « dérivée moyenne d'irradiation » fonction du paramètre α , du profil de DR et de la quantité finale de gaz de fission rejetée dans l'aiguille en fin d'irradiation.

La température représentative s'en déduit alors simplement :

$$T_{combext}^{représentatif} = T_{combext}(0) + \beta T_{irr} \frac{d(\Delta T_{p/g})}{dt}_{représentatif}$$

3.3.2.3 Estimation de la quantité de gaz de fission relâchée

Le calcul de la température représentative dépend donc de la quantité de gaz de fission relâchée dans l'aiguille. C'est cette quantité que l'on cherchera à calculer dans cette section.

Tout d'abord, la quantité de gaz de fission produite est directement proportionnelle au nombre de fissions, et donc au burn-up. On montre facilement à partir de post-traitements METEOR que le volume de gaz produits dans une pastille combustible suit la relation suivante :

$$V_{gaz}^{produits} = 1.064 \times 10^{-6} P_{lin} \times T \times H$$

Avec V_{gaz} en cm^3 CNTP, P_{lin} la puissance linéique en W/mm
T la durée d'irradiation en heures, H la hauteur de combustible considérée en mm

On considère également que les gaz de fission vont être composés exclusivement de Xénon, à hauteur de 92.3% et de Krypton, 7.7 % (molaire) (composition issue de calculs METEOR V2.0.2 sur le GFR).

Dans cette étude on néglige également la production et le relâchement d'hélium dans le combustible (ce dernier est produit par décroissance alpha du Cm242). En effet, pour des teneurs en Am241 (lequel forme du Cm242 par capture neutronique et décroissance β^-) assez faibles (de l'ordre de 1% du vecteur Pu) les quantités d'hélium produites sont inférieures à 5% de la quantité de gaz de fission produite. Or, l'hélium initial qui dilue les produits de fission est présent en quantité au moins aussi importante dans la plupart des cas, ce qui fait que l'impact sur la pression finale et sur la composition du mélange ne dépasse pas 2-3%. Ainsi, même si on s'attend à ce que l'hélium soit plus relâché que les autres produits de fission (vitesse de diffusion beaucoup plus élevée), cet effet est donc bien négligeable. Cependant, on considère ici un combustible sans recyclage des actinides mineurs (associé à une politique de *non-transmutation*, ou de recyclage dans des couvertures dédiées), et donc assez peu chargé en Am241. Un combustible beaucoup plus chargé en Am241, nécessiterait par contre une étude plus détaillée, où la production d'hélium serait paramétrée en fonction de la teneur en Am241. Si jamais le multi-recyclage homogène était finalement retenu, ce développement serait alors nécessaire.

En utilisant les interpolations du taux de relâchement de gaz de fission TR issus du 3.2, on peut alors par intégration sur toute la hauteur fissile déduire la quantité de gaz de fission produite. Il s'agit d'une intégration où intervient le produit du profil de burn-up (via la quantité de gaz produit), qui est sinusoïdal et le profil de Taux de Relâchement TR. Cependant, comme l'on ne dispose que de valeurs ponctuelles de TR (à chaque maille de calcul), plusieurs méthodes d'intégration peuvent être considérées. On n'en considère que 2 ici (voir Figure 95) :

Chapitre III

Physique du combustible

- Un profil discontinu moyen ; Méthode la plus simple qui consiste à intégrer le produit d'un TR moyen entre deux mailles avec l'évolution sinusoïdale du burn-up. Tout à fait satisfaisante lorsque le maillage est très fin, elle peut générer des écarts significatifs lorsque le nombre de mailles est faible.
- Un profil linéaire. Cette fois, on considère que TR varie linéairement entre chaque maille de calcul tout en gardant la variation sinusoïdale du burn-up. Un peu plus complexe elle permet de garder une meilleure précision pour un faible nombre de mailles.

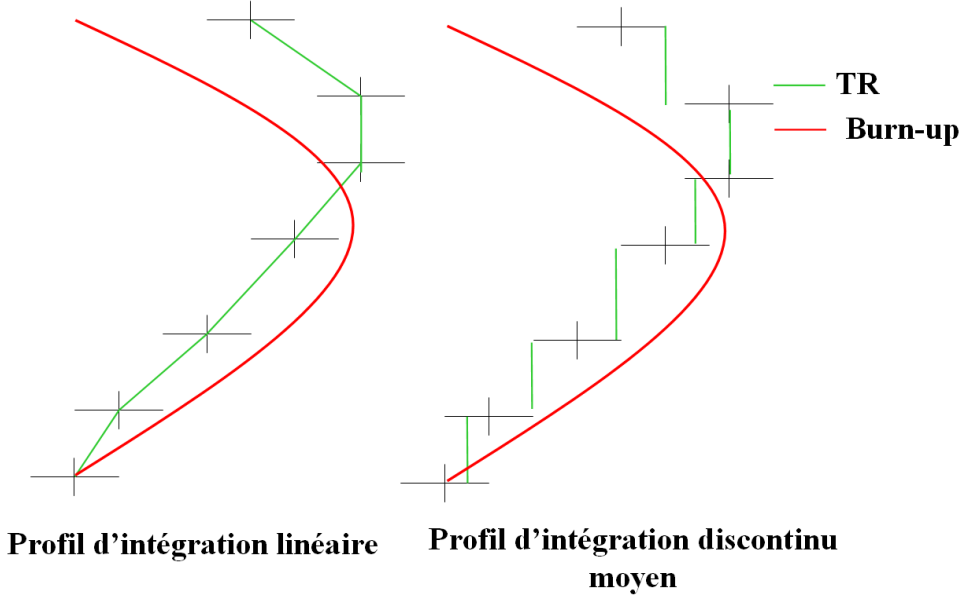


Figure 95 : Méthodes d'intégration du volume de gaz de fission relâché dans l'aiguille

Le temps de calcul de cette intégrale restant négligeable devant les autres calculs, on n'observe aucun impact du choix de l'une ou l'autre méthode sur le temps de calcul global. La méthode retenue est donc celle du profil linéaire de TR, dont l'équation est donnée ci-dessous :

Pour
$$P_{lin}(z) = P_{lin\max} \cos\left(\varepsilon\pi \frac{z}{H_{fiss}}\right)$$

$$V_{gaz}^{final} = \frac{bP_{lin\max}T_{irr}H_{fiss}}{\pi\varepsilon} \sum_{i=0}^{i=n} \left(\begin{aligned} &TR(z_i) \left(\sin\left(\frac{z_{i+1}\pi\varepsilon}{H_{fiss}}\right) - \sin\left(\frac{z_i\pi\varepsilon}{H_{fiss}}\right) \right) + \\ &\frac{TR(z_{i+1}) - TR(z_i)}{dz} \left(dz \times \sin\left(\frac{z_{i+1}\pi\varepsilon}{H_{fiss}}\right) + \frac{H_{fiss}}{\pi\varepsilon} \left(\cos\left(\frac{z_{i+1}\pi\varepsilon}{H_{fiss}}\right) - \cos\left(\frac{z_i\pi\varepsilon}{H_{fiss}}\right) \right) \right) \end{aligned} \right)$$

Où $b = 1.064 \cdot 10^{-6}$ et $dz = z_{i+1} - z_i$, z_i étant la côte axiale de la maille i
 H_{fiss} est la hauteur fissile en mètre et T_{irr} la durée d'irradiation en heures.
 V_{gaz} est obtenu en cm^3 CNTP.

Chapitre III

Physique du combustible

Les taux de relâchement TR sont quant à eux calculés à partir des interpolations du 3.2 et de la température représentative définie au 3.3.2.1.

L'utilisation de la température représentative est particulièrement importante pour ce qui est du calcul des taux de relâchement des gaz de fission. En effet, une partie importante des gaz de fission relâchés provient des zones basses du cœur, dont la température de début de vie est trop froide pour pouvoir conduire à un relâchement, mais dont l'échauffement progressif au cours de l'irradiation conduit à un relâchement non-négligeable. Cet effet est alors pris en compte (bien que de façon très sommaire) lorsque l'on considère la température représentative.

3.3.3 Thermique en interaction mécanique pastille/gaine

On a donc décrit ci-dessus l'ensemble de la modélisation thermique de FARM, en début de vie et au cours de l'évolution du jeu pastille/gaine dans le cas de gaine SiC. Néanmoins, dans le cas des cœurs utilisant un combustible Vanadium, la modélisation est totalement différente. Comme expliqué au 3.1.3.2, dans le cas vanadium, on suppose que la température extérieure du combustible va varier de façon linéaire jusqu'à l'IMPG, puis rester alors à une température constante. Le calcul de la température de début de vie a alors été détaillé au 3.3.1, et on présente juste ici la façon de calculer cette température du combustible lorsqu'il est en interaction mécanique pastille/gaine.

Comme pour le SiC on néglige l'évolution de la conductivité de la gaine, et l'impact thermique du fluage (réduction du canal hydraulique). Cette hypothèse est tout à fait acceptable tant que les taux de fluage total (irradiation et thermique) restent inférieurs à quelques pourcents, ce qui est tout à fait le cas dans FARM.

Ensuite, le fait que la surface du combustible soit au contact de la gaine, n'implique pas qu'ils vont être à la même température. En effet, lors du contact entre deux solides, il va subsister une certaine résistance thermique, appelée « résistance de contact ». Le coefficient d'échange thermique sera alors fini, et va principalement dépendre des conductivités des deux matériaux, de leurs rugosités et des pressions de contact (grandeur qui mesure la contrainte qui pousse les matériaux à être en contact. D'un point de vue général, elle serait l'équivalent de la contrainte de saturation de la gaine.).

Toutefois, dans FARM, afin de simplifier la modélisation, on considère ce coefficient d'échange constant. Sur l'ensemble des cœurs étudiés, il variait entre 3 et 6 W/cm.K. Dans FARM, on considère une valeur constante de 5 W/cm.K. L'écart de température entre la surface du combustible et l'intérieur de la gaine est alors de l'ordre de 10 à 30 degrés suivant les cœurs (au point chaud) et ce calcul de la façon suivante :

$$T_{combext}(z) = T_{gaineint}(z) + \frac{P_{lin}(z)}{2\pi \times rc \times h_{contact}}$$

Ainsi, le fait de considérer ce coefficient d'échange constant, n'induit pas des écarts de températures supérieurs à une vingtaine de degrés, ce qui est acceptable pour le calcul de la température combustible.

3.3.4 Calibrage et Validation

Le modèle de la température représentative présenté au 3.3.2.1 fait donc intervenir deux paramètres qui vont nécessiter un recalage. Dans cette partie on va tout d'abord présenter les résultats de ce calibrage du modèle (3.3.4.1), puis quelques éléments

Chapitre III

Physique du combustible

concernant la validation du modèle de combustible complet, dans le cas de combustibles SiC (3.3.4.2).

3.3.4.1 Calibrage

Les différents modèles présentés nous ont donc fait introduire 2 paramètres : α et β . L'objectif est donc de les recaler sur des calculs METEOR afin de pouvoir avoir une certaine confiance dans le modèle.

On rappelle brièvement leurs définitions :

- α détermine l'instant de l'irradiation où l'on calcule la dérivée utilisée pour le calcul de la température représentative. Il est défini comme le rapport de l'instant où l'on calcule la dérivée sur la durée d'irradiation totale.
- β détermine l'instant où l'on considère la température comme représentative sur la base du profil de température d'irradiation déterminé par α . Il est défini comme le rapport de l'instant considéré sur la durée d'irradiation totale.

La première étape du recalage a consisté à rechercher sur 15 aiguilles *METEOR* différentes les domaines généraux où il faudrait chercher ces paramètres. Pour chaque aiguille trois cellules étaient regardées, la cellule dimensionnante, la cellule d'entrée du cœur et une dernière à un tiers de hauteur du cœur. Cette dernière est particulièrement importante car si pour la cellule dimensionnante la tendance était toujours à une température décroissante, et en entrée du cœur à une température généralement croissante, cette cellule a un comportement plus particulier, car suivant la quantité de gaz de fission relâché, elle peut soit globalement se réchauffer, soit globalement se refroidir, et la plupart du temps, elle cumule un échauffement en début d'irradiation et un refroidissement en fin d'irradiation dont les effets moyens se compensent. Une prise en compte correcte de cette partie, susceptible de relâcher une part significative des gaz de fission est donc nécessaire.

Cette étude systématique mais très qualitative a permis de déterminer des domaines de α et β où le comportement de la température représentative était satisfaisant. Ainsi, pour des α variant entre 0.3 et 0.6, associés à des β de 0.35 à 0.5, les 45 courbes (3 cellules * 15 aiguilles) obtenues étaient satisfaisantes. De plus, elle a permis de se rendre compte que dans ces gammes là, ces paramètres étaient assez peu sensibles.

La seconde étape du recalage, quantitative, s'est concentrée sur une dizaine de cœurs en essayant à chaque fois d'améliorer le comportement moyen. Elle n'est pas présentée ici. Elle aboutit alors aux paramètres de recalage présentés dans le Tableau 17.

α	0.55
β	0.4

Tableau 17 : Valeurs des paramètres α et β

Chapitre III

Physique du combustible

On présente néanmoins, à titre indicatif, une comparaison des profils de température, taux de relâchement des gaz de fission, et gonflement entre FARM et METEOR sur 2 aiguilles, celle du cœur de référence, et celle d'un autre cœur, issu des optimisations (voir chapitre 6) : Yohana (cœur buffer à très faible relâchement de gaz de fission).

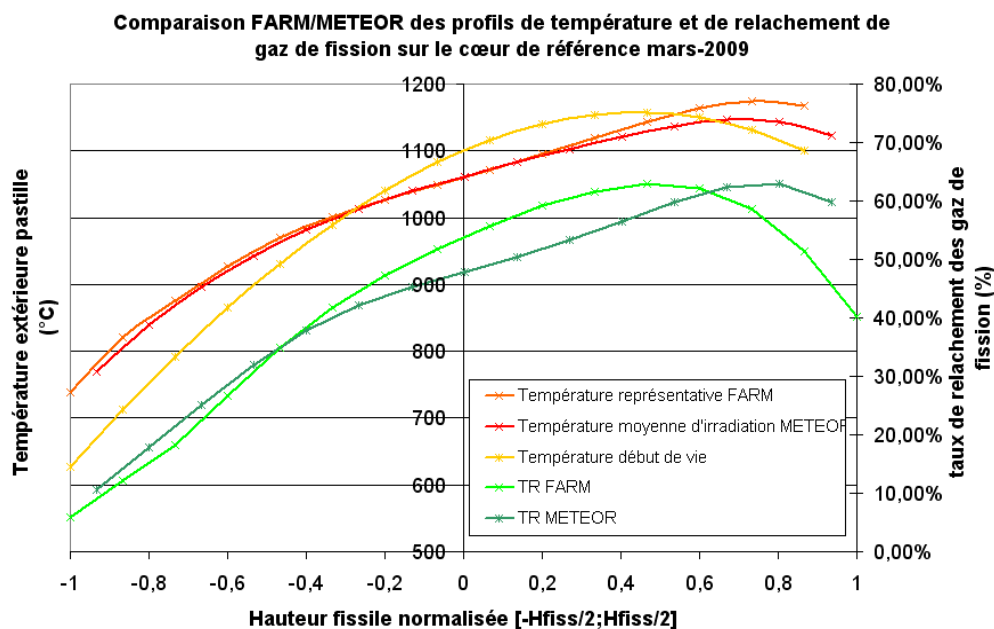


Figure 96 : Profils de température et de taux de relâchement de gaz de fission sur le cœur de référence mars-2009

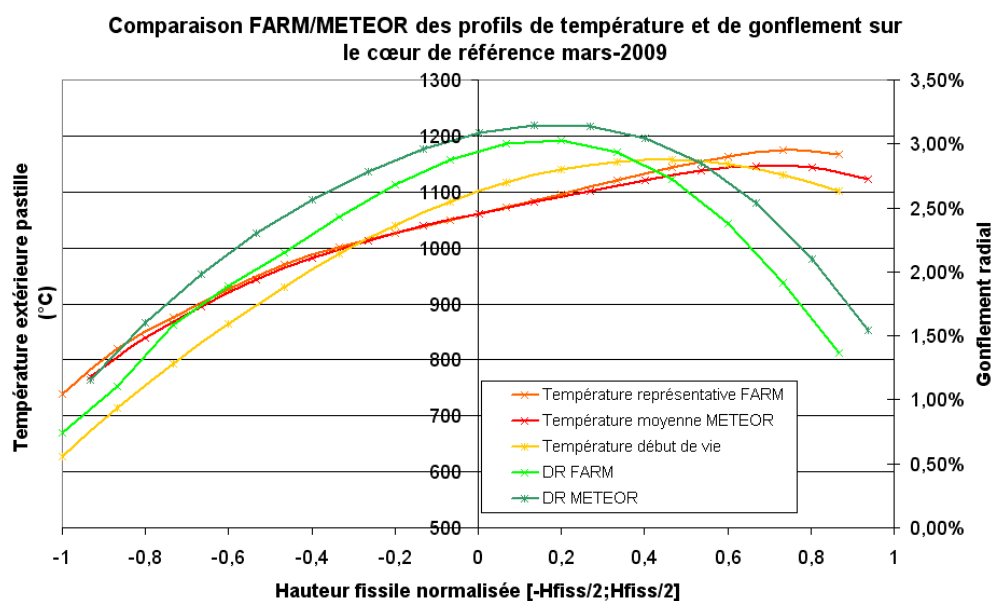


Figure 97 : Profils de température et de gonflement sur le cœur de référence mars-2009

Chapitre III

Physique du combustible

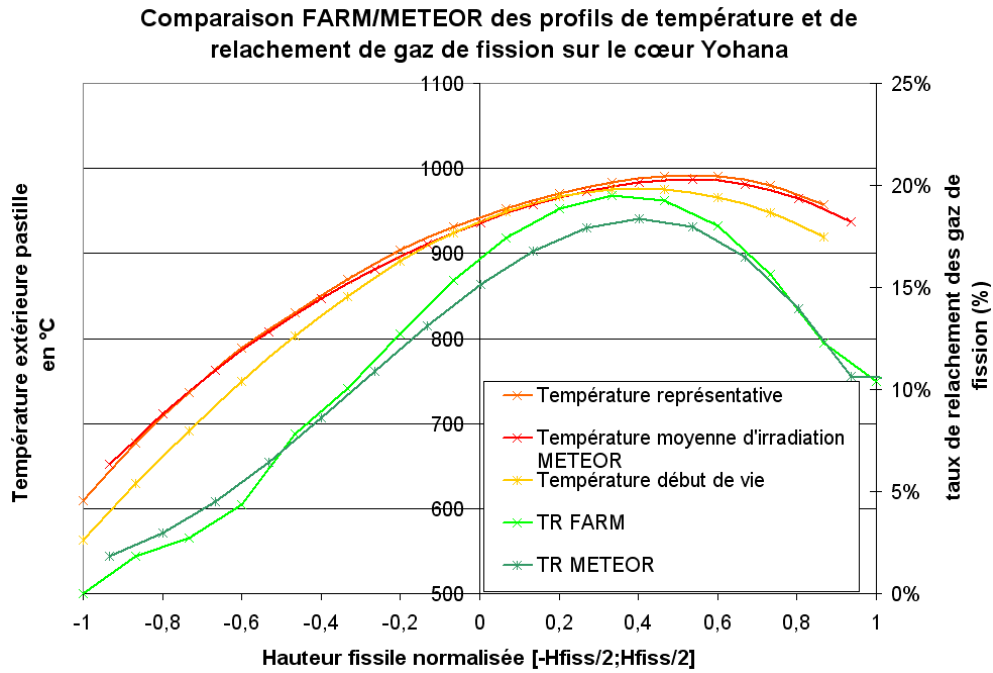


Figure 98 : Profils de température et de taux de relâchement de gaz de fission sur le cœur Yohana

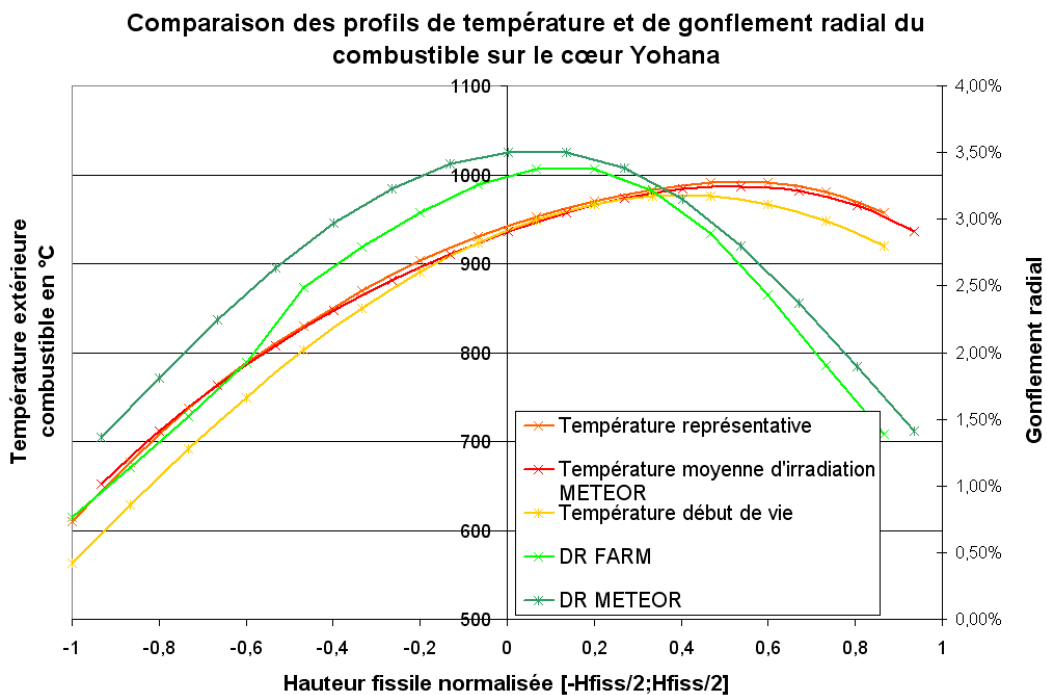


Figure 99 : Profils de température et de gonflement sur le cœur Yohana

On constate alors que malgré quelques écarts, FARM permet de prédire de façon satisfaisante les profils des différentes grandeurs. En effet, on retrouve bien les différentes

Chapitre III

Physique du combustible

zones où le combustible va se refroidir ou se réchauffer au cours de l'irradiation, et les amplitudes associées, ainsi que les formes des profils de taux relâchement des gaz de fission et de gonflement du combustible.

On considère alors que le calibrage présenté au Tableau 17 est satisfaisant.

3.3.4.2 Validation

Le calibrage réalisé au 3.3.4.1, n'en reste néanmoins qu'un calibrage. C'est pourquoi il est nécessaire, comme annoncé précédemment de valider a posteriori tous les cœurs issus de FARM. C'est l'objectif de cette sous-partie, où l'on présente une validation des burn-up prédits par FARM avec le code *METEOR*, dans le cas des cœurs gainés SiC.

On présente alors les résultats de burn-up moyen cœur, sur tous les cœurs qui ont été sélectionnés et étudiés en détail à partir du front de Pareto (voir 6.1 et 6.2) dans le Tableau 18 (joint He) et Tableau 19 (buffer).

Cœurs étudiés	Burn-up moyen cœur FARM (at%)	Burn-up moyen cœur METEOR (at%)	écart
Référence (version FARM)	4.96	5.08	+4.1%
D'Artagnan	6.26	5.99	-2.9%
Orlando	5.76	5.47	-3.7%
Mickey	5.06	4.83	-2.9%
Mozart	5.11	4.84	-4.0%
Oui Oui	6.19	6.30	+3.2%
Médor	5.44	5.24	-2.3%

Tableau 18 : Comparaison des burn-up estimées par FARM et METEOR dans le cas joint Hélium

On constate tout d'abord que pour les cœurs SiC joint He, les prédictions sur le burn-up sont acceptables pour les précisions requises dans FARM, car l'erreur ne dépasse pas plus de 5%. En moyenne FARM surestime le burn-up de 2,8%, avec un écart-type de 3,4%.

Pour les cœurs buffer, les résultats obtenus sont clairement moins bons, dans la mesure où certains cœurs présentent des écarts jusqu'à 19%. Il est intéressant de constater que dans ce cas FARM sur-estime toujours le burn-up obtenu, d'en moyenne 8%. Ainsi, on peut considérer que l'écart observé entre FARM et METEOR est issu d'un biais constant, de 8%, sur lequel s'ajoute une erreur aléatoire dont l'écart-type est alors de 6%. L'incertitude sur le burn-up est alors plus importante que pour le cas joint Hélium, mais il faut la comparer aux incertitudes induites par la modélisation actuelle du buffer, qui sont probablement du même ordre. Au final, cette modélisation est acceptable étant donné le niveau de précision requis dans FARM, car elle reste sélective et discriminante.

Chapitre III Physique du combustible

Cœurs étudiés	Burn-up moyen cœur FARM (at%)	Burn-up moyen cœur METEOR (at%)	écart
Marguerite	6.10	5.41	-12.6%
Mc Gyver	5.71	4.76	-19.3%
Picsou	5.85	5.33	-9.3%
Yohana	5.02	4.98	-1.1%
Mathieu	5.41	5.24	-3.3%
Kenobi	6.64	6.31	-5.0%
Midas	5.00	4.60	-8.9%
Toutankhamon	5.64	5.44	-4.0%

Tableau 19 : Comparaison des burn-up estimées par FARM et METEOR dans le cas buffer

On présente également, les résultats obtenus concernant les quantités de gaz de fission relâchées au cours de l'irradiation pour les mêmes cœurs dans les Tableau 20 (joint He) et Tableau 21 (buffer). On présente ici les quantités de gaz relâchées par FARM, corrigées par le burn-up issu de METEOR, afin de pouvoir comparer des quantités de gaz relâchés au même burn-up.

Cœurs étudiés	Vgaz FARM (cm ³ CNTP)	Vgaz METEOR (cm ³ CNTP)	écart
Référence	398	382	-4%
D'Artagnan	576	549	-5%
Orlando	591	545	-8%
Mickey	465	440	-6%
Mozart	601	572	-5%
Oui Oui	413	395	-4%
Médor	598	566	-6%

Tableau 20 : Comparaison des quantités de gaz de fission relâchées estimées par FARM et METEOR dans le cas joint Hélium

Chapitre III

Physique du combustible

Cœurs étudiés	Vgaz FARM (cm ³ CNTP)	Vgaz METEOR (cm ³ CNTP)	écart
Marguerite	766	709	-8%
Mc Gyver	597	522	-14%
Picsou	612	585	-5%
Yohana	79	76	-4%
Mathieu	91	84	-8%
Kenobi	875	818	-7%
Midas	54	52	-4%
Toutankhamon	117	116	-1%

Tableau 21 : Comparaison des quantités de gaz de fission relâchées estimées par FARM et METEOR dans le cas buffer

On constate d'abord que sur l'ensemble des cœurs SiC, FARM sur-estime toujours la quantité de gaz de fission relâchée, d'en moyenne 6%, avec un écart-type de seulement 3%. Seul le cœur Mc Gyver, dont le burn-up était déjà très mal calculé, présente un écart important de 14%. Ainsi, étant donné le niveau de précision requis pour ce paramètre, le modèle est jugé acceptable.

En conclusion, le modèle de thermomécanique du combustible de FARM semble satisfaisant pour les cœurs gainés SiC joint He, avec une précision de l'ordre de + ou - 5% ou 3,4% d'écart-type sur le burn-up atteignable, en vertu du critère de non interaction mécanique pastille/gaine. Concernant les cœurs buffer, la précision obtenue est moins bonne, puisqu'on observe un biais important d'environ 8%, et un écart-type de 6%. Il faut cependant bien garder à l'esprit que ce modèle n'a pour but que d'effectuer des études exploratoires, mais ne fait pas office de calcul fiable. Tout comme l'ensemble de l'outil FARM, l'objectif est d'explorer de nouveaux cœurs, pour dégager des pistes d'optimisations qui auraient été ignorées. Il ne certifie pas la validité d'une image de cœur, il ne fait que la suggérer avec un assez bon degré de confiance. Toutes les autres images de cœur issues de FARM devront donc être validées après coup par des calculs METEOR.

3.4 Modèle mécanique d'interaction mécanique pastille/gaine

On a détaillé jusqu'à présent l'ensemble du modèle de physique du combustible de FARM dans le cas sans interaction mécanique pastille/gaine. L'objectif de ce sous-chapitre est alors de détailler la modélisation de l'interaction mécanique pastille/gaine telle qu'elle est dans FARM (3.4.1), puis de la valider (3.4.2).

Chapitre III

Physique du combustible

3.4.1 Modèle

Comme expliqué au 3.1.4, dans une aiguille combustible gainée en Vanadium, lorsque la pastille va arriver en interaction avec la gaine, elle va imposer à celle-ci un déplacement donné, qui sera accommodé par la gaine par son fluage. Le modèle mécanique que l'on doit développer est donc un modèle en déformation imposée, et à température imposée également (on suppose que la température de la gaine est constante au cours de l'irradiation).

Tout d'abord, les contraintes subies par un tel matériau sont de deux types :

- Les contraintes primaires : c'est-à-dire des contraintes que le fluage ne peut pas faire disparaître. Dans notre cas, la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur de la gaine, ou la contrainte de saturation induite par le gonflement du combustible en IMPG sont des contraintes primaires. Elles vont induire un fluage, mais même lorsque la gaine aura flué, la contrainte restera et continuera de faire fluer la gaine.
- Les contraintes secondaires : c'est-à-dire des contraintes que le fluage fait disparaître. Dans notre cas, les contraintes thermiques sont des contraintes secondaires. En effet, au démarrage de l'irradiation, les dilatations différentielles entre l'intérieur de la gaine (plus chaud) et l'extérieur de la gaine vont induire des contraintes thermiques. Or, très rapidement, la gaine va fluer pour accommoder ces contraintes là, et elles vont disparaître. Physiquement cela correspond à un déplacement de matière de l'intérieur de la gaine vers l'extérieur de la gaine. Elles n'induiront alors pas de fluage supplémentaire.

On représente sur la Figure 100, le résultat d'un calcul METEOR.V2.1.1 dans le cas d'une gaine vanadium en entrée cœur ou il n'y a pas d'interaction mécanique pastille/gaine, afin de bien distinguer les contraintes primaires et secondaires. On constate bien que les contraintes secondaires sont relâchées au bout du troisième pas de temps.

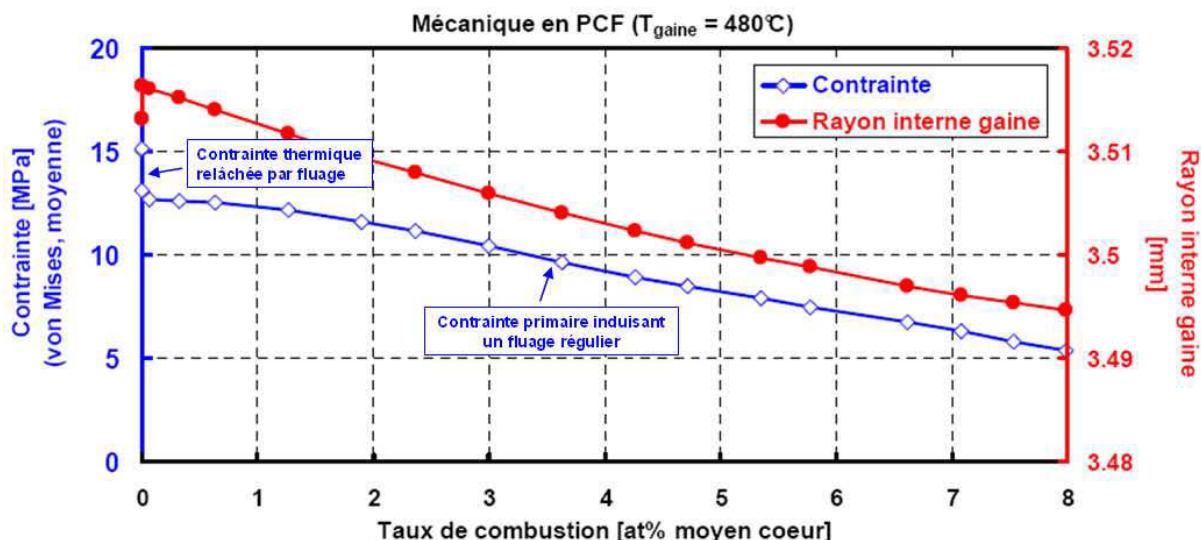


Figure 100 : Exemple de relâchement de contrainte thermique sur une gaine vanadium, en entrée cœur

Le fluage induit par les contraintes secondaires étant très limité dans le temps son impact sur le fluage total est négligeable. C'est pourquoi, dans FARM, on ne va considérer

Chapitre III

Physique du combustible

que le fluage induit par les contraintes primaires ; les contraintes thermiques ne seront donc pas prises en compte dans les équations présentées ci-dessous.

3.4.1.1 Mécanique avant interaction mécanique pastille/gaine

Comme expliqué précédemment, avant l'interaction mécanique pastille/gaine la mécanique de la gaine est gouvernée par la différence de pression entre le caloporteur et l'intérieur de la gaine. Cette différence de pression va en effet induire des contraintes non négligeables et un fluage associé.

Toutefois, ces contraintes dépendant de l'endroit où l'on se trouve dans la gaine, en accord avec les recommandations du RCC-MR [RCC00], on se place au rayon moyen de la gaine pour évaluer les contraintes. Ainsi, on montre qu'au premier ordre, au rayon moyen gaine, les différentes contraintes s'écrivent :

$$\sigma_{\theta\theta}^{moy} = \frac{r\Delta P}{e}$$

$$\sigma_{zz}^{moy} = \frac{\sigma_{\theta\theta}^{moy}}{2}$$

$$\sigma_{rr}^{moy} = \frac{\Delta P}{2}$$

On utilise donc ces équations pour déterminer la contrainte équivalente « Von Mises », qui sert ensuite à évaluer la vitesse de fluage de la gaine :

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{rr}^{moy} - \sigma_{\theta\theta}^{moy})^2 + (\sigma_{zz}^{moy} - \sigma_{\theta\theta}^{moy})^2 + (\sigma_{rr}^{moy} - \sigma_{zz}^{moy})^2}$$

A partir de cette contrainte on utilise donc les lois de fluage du vanadium ci-dessous pour déterminer les vitesses de fluage.

$$\frac{d\varepsilon_{irr}}{dt} = 8.3 * 10^{-12} \frac{dD}{dt} \sigma_{VonMises}$$

$$\frac{d\varepsilon_{therm}}{dt} = 20 * \left(7.1687 * 10^{-31} e^{\frac{-41722}{T}} \right) \sigma_{VonMises}^{4.9}$$

La loi de fluage d'irradiation fait appel au débit de dose que subit le matériau. Ce débit est calculé de la façon suivante (calcul simplifié basé sur un retour d'expérience de Phénix) :

$$\frac{dD}{dt} = 0.44 \times \Phi \times 10^{-25}$$

Où Φ est le flux neutronique en n/s/m² (voir 4.2.2.2 pour plus de détails sur la façon dont il est calculé), et où le résultat est en dpa/s (déplacement par atome par seconde).

Chapitre III

Physique du combustible

Toutefois, comme au cours de l'irradiation le combustible va relâcher des gaz de fission, la pression à l'intérieur de la gaine va évoluer, et donc la contrainte aussi, et les vitesses de fluage aussi. Dans FARM, on prend en compte cet effet et on intègre le fluage total de façon analytique, en prenant en compte une variation linéaire de la contrainte au cours de l'irradiation.

Le fluage thermique obtenu est alors ajouté à celui provoqué par l'IMPG afin de respecter le critère de fluage (même si ce fluage thermique avant IMPG est pratiquement toujours négligeable par rapport à celui en IMPG). Le fluage total est quand à lui utilisé pour calculer le mouvement de la gaine, et donc l'instant où aura lieu la première IMPG.

Le fluage total obtenu (irradiation + thermique), permet alors d'évaluer le point auquel la gaine va se déplacer avant l'IMPG. Pour cela, on fait l'hypothèse que la gaine ne va pas fluer axialement. Cette hypothèse est tout à fait valable au premier ordre, puisqu'on vérifie sur des calculs METEOR que ce fluage axial est de l'ordre de 10^{-4} . On peut alors déduire de la conservation de la masse volumique l'équation suivante (en notant r_{ext} et r_{int} les rayons externe et interne gaine) :

$$r_{ext}^2 - r_{int}^2 = cte$$

Ce qui en utilisant une dérivée logarithmique donne :

$$r_{ext} \Delta r_{ext} - r_{int} \Delta r_{int} = 0$$

$$\Delta r_{ext} = \frac{r_{int}}{r_{ext}} \Delta r_{int}$$

En écrivant le fluage au rayon moyen :

$$\epsilon_{therm+irr}^{avIPG} = \frac{\Delta r_{moy}}{r_{moy}} = \frac{\Delta r_{int} + \Delta r_{ext}}{r_{int} + r_{ext}}$$

On peut alors en déduire la variation du rayon interne gaine en fonction du fluage total, qui est utilisé dans l'équation du jeu pastille/gaine du 3.1.4.3 :

$$\frac{\Delta r_{int}}{r_{int}} \Big|_{therm+irr}^{avIPG} = \frac{\left(1 + \frac{r_{ext}}{r_{int}}\right)}{\left(1 + \frac{r_{int}}{r_{ext}}\right)} \epsilon_{therm+irr}^{avIPG}$$

Le rayon interne de la gaine va alors se comprimer (dans le cas d'une compression) de l'ordre de 1.3 fois le déplacement du rayon moyen.

Chapitre III

Physique du combustible

3.4.1.2 Mécanique de l'interaction pastille/gaine

Comme expliqué au 3.1.4, dans FARM, le modèle mécanique d'IMPG part du gonflement imposé par la pastille, pour en déduire la contrainte équivalente que subit la gaine, et en déduire le fluage thermique qu'elle subit.

On cherche donc à étudier le comportement mécanique d'une gaine soumise à une déformation imposée radiale et axiale sur sa face interne. On fait également l'hypothèse, a priori tout à fait valable pour le vanadium, que la gaine est homogène et isotrope. Si l'on suppose également que la pastille est parfaitement centrée, et qu'elle se comporte elle-même de façon homogène et isotrope (hypothèse plus discutable), on peut alors en déduire, pour des raisons géométriques, que la gaine ne subira pas de cisaillement et sera invariante suivant θ (voir Figure 71), ainsi que suivant z .

On a donc, le vecteur des déplacements en coordonnées cylindriques (où u est une fonction dépendant de r et de z) :

$$\underline{\xi} = \begin{pmatrix} u_r \\ 0 \\ u_z \end{pmatrix}$$

L'hypothèse de gonflement isotrope de la pastille, couplée à l'axisymétrie suivant z permet d'en déduire que :

$$u_r = u_z = u, \quad \frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\Delta z}{z} = \frac{\Delta r}{r} = DR \quad \text{et} \quad \frac{\partial^2 u}{\partial r \partial z} = 0$$

Dont on déduit avec les hypothèses précédentes, le tenseur des déformations [CON05] :

$$\underline{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla + \nabla^T)\underline{\xi} \quad \underline{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial r} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{u}{r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial u}{\partial z} \end{pmatrix}$$

Toujours sous les hypothèses précédentes, en supposant également que le matériau n'est pas précontraint, on peut alors en déduire le tenseur des contraintes (où λ et μ sont les coefficients de Lamé du matériau) :

$$\underline{\sigma} = \lambda(tr \underline{\varepsilon})\underline{1} + 2\mu \underline{\varepsilon}$$

$$\underline{\sigma} = \lambda \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{\partial u}{\partial z} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{\partial u}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{\partial u}{\partial z} \end{pmatrix} + 2\mu \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial r} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{u}{r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial u}{\partial z} \end{pmatrix}$$

Chapitre III

Physique du combustible

En considérant maintenant que le matériau ne subit aucune force autre que ce déplacement (on néglige la gravité), on a alors :

$$\text{div} \underline{\underline{\sigma}} = \underline{0}$$

La composante suivant r de cette équation donne alors l'équation différentielle suivante (en utilisant le résultat de la composante suivant z pour annuler les dérivées suivant z) :

$$\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r^2} = 0$$

Dont les solutions sont de la forme :

$$u(r) = Ar + \frac{B}{r}$$

On en déduit alors le tenseur des déformations :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \begin{pmatrix} A - \frac{B}{r^2} & 0 & 0 \\ 0 & A + \frac{B}{r^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\Delta z}{z} \end{pmatrix}$$

En utilisant alors le fait que la trace du tenseur des déformations est forcément nulle en tout point (par conservation de la matière) :

$$A = -\frac{1}{2} \frac{\Delta z}{z} = -\frac{DR}{2}$$

Puis, en utilisant le fait qu'en surface interne du combustible (au rayon r_{int}), le déplacement suivant r est exactement de $DR \cdot r_{\text{int}}$:

$$B = \frac{3}{2} DR r_{\text{int}}^2$$

On dispose ainsi, pour un gonflement axial et radial donné de la valeur des déplacements partout suivant l'épaisseur de la gaine. On vérifie alors que c'est bien cohérent avec l'interprétation physique. On trace sur la Figure 101, le profil de $u(r)$. On constate alors que plus on s'éloigne de la face interne de la gaine, moins celle-ci va se déplacer, et que dans certains cas, la face externe de la gaine va même se rétracter (déplacement négatif).

En effet pour conserver la masse volumique de la gaine, comme celle-ci s'étire axialement, il peut être nécessaire que le rayon extérieur de la gaine diminue.

Chapitre III Physique du combustible

Déplacement radial de la gaine

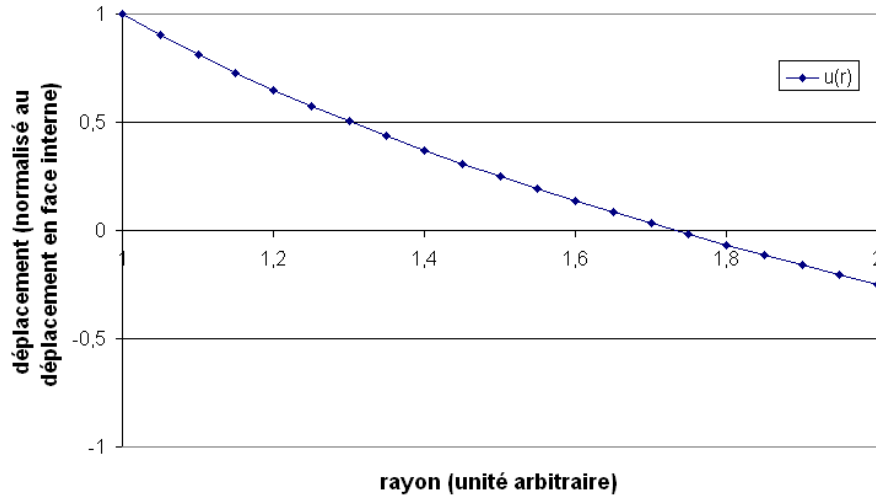


Figure 101 : Déplacement radial de la gaine

On peut alors en déduire les déformations suivant chaque composante :

$$\varepsilon_{rr}(r) = \frac{DR}{2} \left(\frac{3}{2} \frac{r_{\text{int}}^2}{r^2} - 1 \right)$$

$$\varepsilon_{\theta\theta}(r) = \frac{DR}{2} \left(\frac{3}{2} \frac{r_{\text{int}}^2}{r^2} + 1 \right)$$

$$\varepsilon_{zz}(r) = DR$$

Et la déformation équivalente :

$$\varepsilon_{\text{eq}} = \sqrt{\frac{2}{3} (\varepsilon_{rr}^2 + \varepsilon_{\theta\theta}^2 + \varepsilon_{zz}^2)}$$

$$\varepsilon_{\text{eq}}(r) = DR \sqrt{1 + \frac{3}{4} \left(\frac{r_{\text{int}}}{r} \right)^4}$$

Avec une hypothèse de couche mince on trouve alors l'équation simplifiée qui est utilisée au 3.1.4.1 :

$$\varepsilon_{\text{eq}} = DR \sqrt{\frac{7}{4}}$$

Toutefois, une gaine n'étant pas vraiment dans le cas d'une hypothèse de couche-mince (le rayon est souvent de l'ordre de trois fois l'épaisseur), il est alors nécessaire de définir, où est-ce que l'on calcule cette déformation équivalente dans la gaine. En effet, les

Chapitre III

Physique du combustible

surfaces interne et externe de la gaine ne subiront pas les mêmes contraintes et pas les mêmes températures. En cohérence avec les recommandations du RCC-MR [RCC00] on choisi donc d'évaluer la déformation équivalente au rayon moyen de la gaine.

Cette déformation équivalente est donc ensuite utilisée pour retrouver la contrainte équivalente de saturation que subit le matériau ; en imposant que la somme des fluages thermiques et fluage d'irradiation soit égale à la déformation équivalente (comme indiqué sur la Figure 79). Une fois cette contrainte obtenue, on peut alors recalculer le fluage thermique que subit la gaine et la dimensionner de façon à obtenir le burn-up visé.

Les équations ci-dessus permettent donc de déterminer la déformation associée à un déplacement donné. Mais dans FARM, la grandeur utilisée est en réalité la vitesse de gonflement, qui permet alors de déduire une vitesse de déformation, et donc une vitesse de fluage. Et, comme expliqué au 3.1.4.3, on considère dans FARM que la contrainte en IMPG va rester constante. Cette hypothèse, est en réalité plus ou moins valable suivant les cœurs, car dans certains cas, on observe des variations de la contrainte en IMPG de l'ordre de 10%. Toutefois, ceci a un impact négligeable sur la valeur intégrale du fluage thermique (qui est la grandeur recherchée), comme on le montre ci-dessous.

En effet, considérons deux cas théoriques, un fluage à contrainte constante σ , et un fluage avec une contrainte qui varie linéairement en fonction du temps avec un écart entre la contrainte maximale et minimale $\Delta\sigma$, et une contrainte moyenne identique σ (voir Figure 102). On considère également une loi de fluage quelconque de puissance n (réel positif) en puissance. La température est supposée constante au cours du temps et n'intervient pas dans ce calcul.

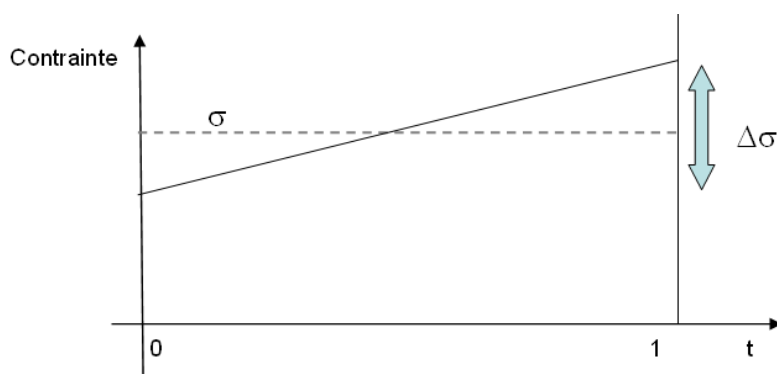


Figure 102 : Schéma de principe des profils de contraintes pour les intégrales de fluage

Dans le premier cas, le résultat de l'intégrale du fluage est immédiat :

$$\int_0^1 \sigma^n dt = \sigma^n$$

Dans le second cas, on obtient :

$$\int_0^1 \left(\sigma + \Delta\sigma \left(t - \frac{1}{2} \right) \right)^n dt = \frac{\sigma^{n+1}}{(n+1)\Delta\sigma} \left(\left(1 + \frac{\Delta\sigma}{2\sigma} \right)^{n+1} - \left(1 - \frac{\Delta\sigma}{2\sigma} \right)^{n+1} \right)$$

Chapitre III

Physique du combustible

Ce qui avec un développement limité peut alors se simplifier de la façon suivante :

$$\int_0^1 \left(\sigma + \Delta\sigma \left(t - \frac{1}{2} \right) \right)^n dt \approx \sigma^n \left(1 + \frac{n(n-1)}{24} \left(\frac{\Delta\sigma}{\sigma} \right)^2 + O \left(\left(\frac{\Delta\sigma}{\sigma} \right)^4 \right) \right)$$

Ainsi, dans le cas de la loi de fluage considérée pour le vanadium, où $n=4.9$, le coefficient devant le terme quadratique vaut alors 0,83, et on constate alors que des variations de contraintes de l'ordre de 10%, induiront sur la valeur intégrale du fluage des écarts de l'ordre de 1% (en relatif), ce qui est tout à fait acceptable. Donc, l'hypothèse de considérer la valeur de la contrainte à saturation constante au cours de l'irradiation est acceptable puisque qu'elle induit des écarts négligeables sur le fluage thermique total. C'est bien la valeur moyenne de la contrainte qui compte, et qui va elle être, au contraire, très sensible (une variation de 1% sur la contrainte moyenne induisant une variation du fluage total de 5%).

3.4.2 Validation

Tout d'abord, un des avantages du modèle de physique du combustible dans le cas Vanadium, est qu'il ne nécessite aucun recalage. En effet, contrairement au modèle dans le cas SiC il ne fait appel à aucun paramètre supplémentaire de modélisation.

On rappelle ensuite que ce modèle n'est qu'un modèle simplifié, conçu pour proposer des cœurs et que chaque cœur doit ensuite être validé par des calculs METEOR. C'est pourquoi, la démarche de validation de ce modèle consiste à tout d'abord vérifier le comportement de grandeurs physiques sur certains cœurs d'application (comparaison FARM/METEOR des profils de contrainte à saturation, profils de fluage thermique, etc...), puis à valider avec *METEOR* chaque cœur issu de FARM (voir la sélection de cœur vanadium qui est faite au 6.3).

On commence donc par comparer les profils des différentes grandeurs physiques. On ne présente ici la comparaison que dans le cas du cœur « Papyr », considéré comme référence des cœurs Vanadium (voir 6.3.2.3), mais les autres cœurs présentent des résultats tout à fait similaires.

On trace tout d'abord sur les Figure 103 et Figure 104 les profils de gonflement radial du combustible et de taux de relâchement des gaz de fission calculés par FARM et METEOR, et on constate qu'ils sont tout à fait cohérents. Par ailleurs, on constate une tendance à légèrement sous-estimer le gonflement du combustible en fin d'irradiation sur tous les cœurs. Cela s'explique par le fait que le profil de température considéré dans FARM n'est pas le profil réel subi dans *METEOR*. La pastille simulée dans *METEOR* ayant subi une température plus importante durant toute la phase d'irradiation située avant l'IMPG, il est normal qu'elle gonfle plus que celle simulée dans FARM (voir 3.1.3.2).

Chapitre III

Physique du combustible

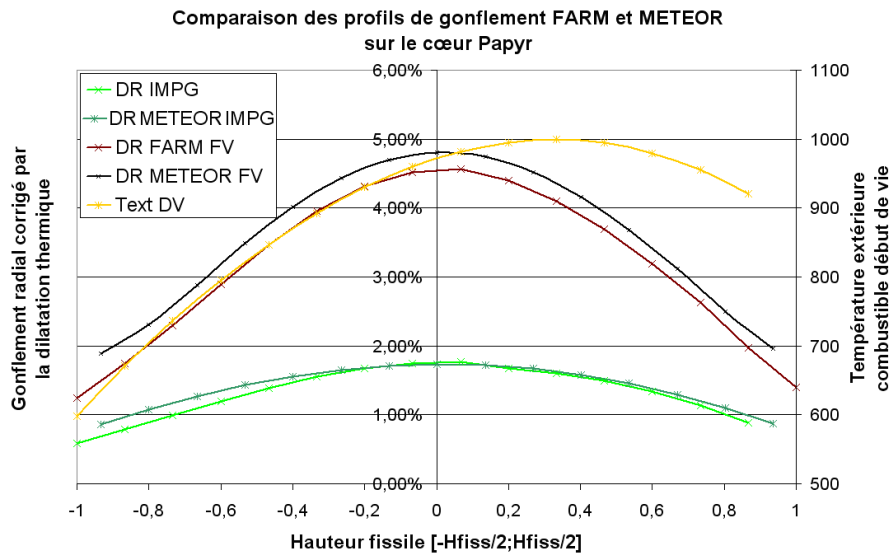


Figure 103 : Comparaison FARM/METEOR des profils de gonflement radial du combustible sur le cœur Papyr

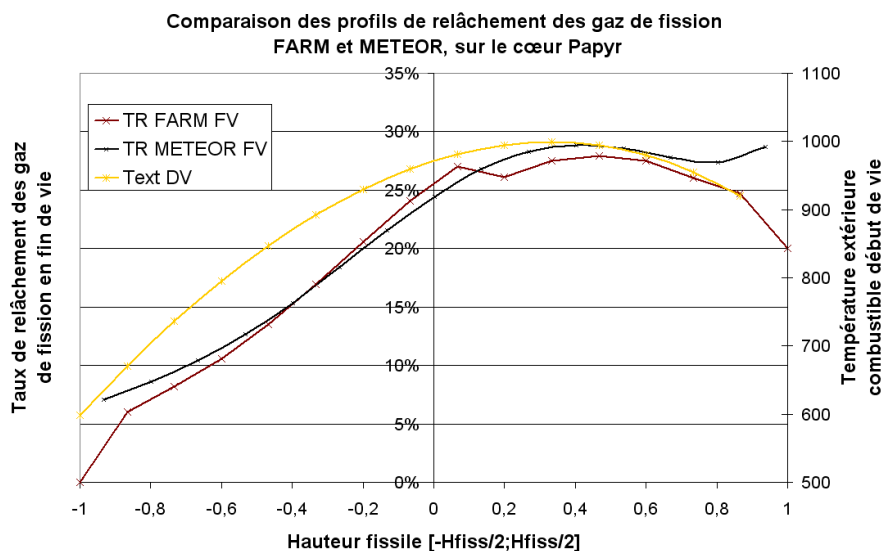


Figure 104 : Comparaison FARM/METEOR des profils de relâchement de gaz de fission sur le cœur Papyr

On trace ensuite les profils de burn-up au moment de l'interaction mécanique pastille/gaine sur la Figure 105. Il s'agit donc du burn-up moyen atteint par le cœur, lorsque la maille en question entre en IMPG. On constate alors que sur la partie centrale du cœur, incluant la maille dimensionnante, les résultats de FARM et de METEOR sont parfaitement cohérents. Par contre, sur les extrémités inférieures et supérieures des écarts importants sont à noter, mais ils ne sont pas problématiques puisque ces mailles ne sont pas dimensionnantes. On vérifie également que les extrémités inférieures et supérieures de l'aiguille n'entrent pas en IMPG au cours de l'irradiation.

Puis, on trace sur la Figure 106, les profils axiaux de contrainte von mises moyenne dans la gaine, en début de vie et à saturation, calculés par FARM et par METEOR. Tout d'abord, on constate que le calcul de la contrainte en début de vie est parfaitement cohérent

Chapitre III

Physique du combustible

tout au long de l'aiguille et que les écarts sont parfaitement négligeables. Il est par ailleurs intéressant de remarquer que cette contrainte est constante le long de l'aiguille puisqu'elle est due au différentiel de pression qui est partout le même³².

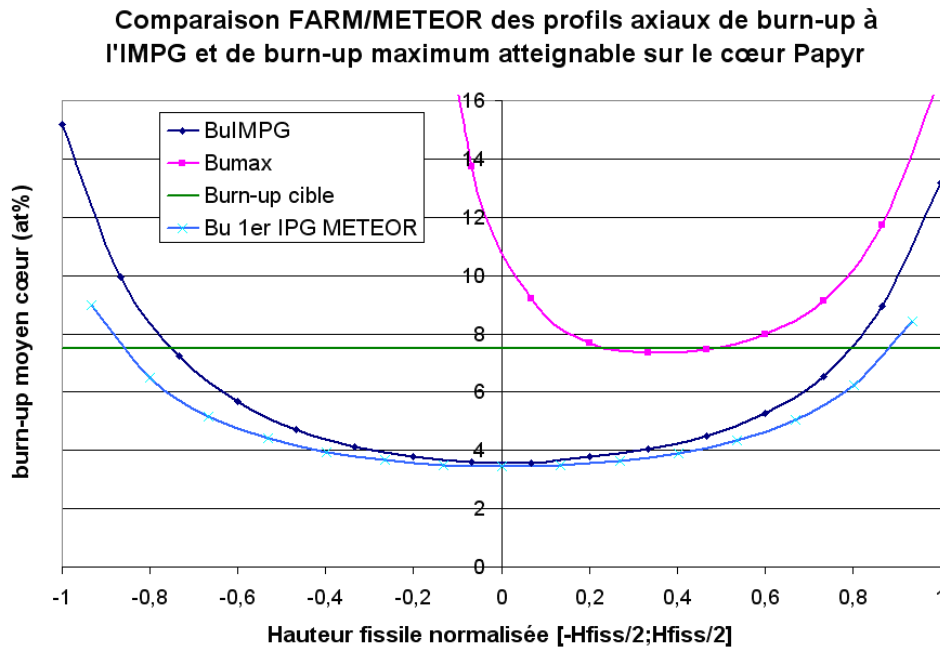


Figure 105 : Comparaison FARM/METEOR des profils de burn-up à l'IMPG sur le cœur Papyr

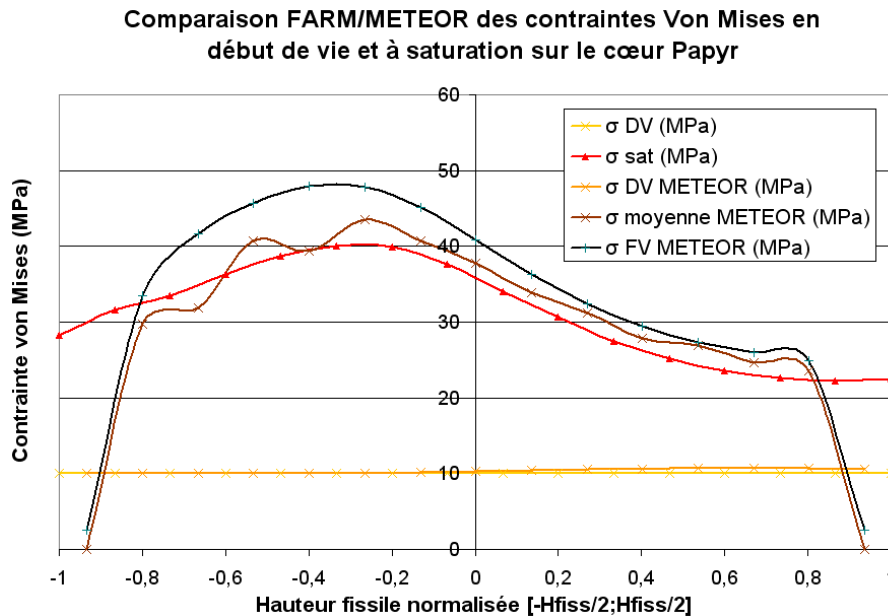


Figure 106 : Comparaison FARM/METEOR des profils de contrainte début de vie et à saturation sur le cœur Papyr

³² Un très faible écart est à noter dans la partie supérieure (la plus chaude) de l'aiguille qui est dû aux dilatations radiales de la gaine qui sont modélisées dans METEOR et pas dans le modèle mécanique de FARM. La modification du rayon induit alors un très léger écart sur la contrainte début de vie, mais qui est parfaitement négligeable.

Chapitre III

Physique du combustible

Pour ce qui est de la contrainte à saturation (définie au 3.1.4.3), on constate que là aussi les profils sont cohérents. Sur la moitié supérieure du cœur, qui est la zone d'intérêt, la contrainte à saturation définie par FARM est alors très proche, à moins de 10% près, de la contrainte moyenne dans la gaine calculée par METEOR. On a également tracé la contrainte en fin de vie, et on observe qu'elle est légèrement supérieure à la contrainte moyenne. Il y a une légère augmentation de la contrainte von mises dans la gaine au cours de l'IMPG. Toutefois, elle reste très réduite et tout à fait dans le cadre des faibles variations envisagées précédemment (voir fin 3.4.1.2). Les valeurs qu'il faut alors comparer sont bien la contrainte moyenne au cours de l'IMPG calculée par METEOR (courbe marron) avec la contrainte à saturation FARM (en rouge). La légère sous-estimation de la contrainte moyenne, ou à saturation de la part de FARM se retrouve alors sur tous les cœurs vanadium, et peut s'interpréter comme la conséquence de la sous-évaluation du gonflement. En effet, si le gonflement du combustible est plus faible, la vitesse de fluage est alors réduite et la contrainte également.

Sur la Figure 106, on constate aussi des écarts très importants aux extrémités entre la contrainte à saturation calculée par FARM et les contraintes calculées par METEOR. Ces derniers sont parfaitement normaux. En effet, le combustible situé aux extrémités de l'aiguille n'entrant pas en interaction mécanique pastille/gaine, METEOR y calcule alors une contrainte sans IMPG, uniquement induite par la pression, qui est elle beaucoup plus faible. Par contre FARM, afin de calculer le burn-up maximum admissible évalue néanmoins ce que serait la contrainte à saturation s'il y avait IMPG. Les grandeurs calculées n'étant pas les mêmes, l'écart est tout à fait normal.³³

Ainsi, pour des durées d'irradiation égales, on peut alors tracer les courbes de fluage thermique total induit par l'irradiation (on ne prend pas en compte le fluage accidentel, ce qui explique que la courbe de FARM soit inférieure au critère de 1%) calculés par FARM et par METEOR sur la Figure 107. On constate alors que les formes, et la position de la cellule dimensionnante sont cohérentes, même si le fluage thermique calculé par METEOR est significativement supérieur à celui de FARM (de l'ordre de 40-50%). Cet écart peut alors s'expliquer en grande partie par l'écart observé sur les contraintes à saturation. En effet, la loi de fluage étant fortement non-linéaire (puissance 4,9 en contrainte), un écart de l'ordre de 10% sur la contrainte à saturation induit alors automatiquement un écart de l'ordre de 50% sur le fluage total.

³³On remarque également sur cette figure une oscillation de la contrainte moyenne calculée par METEOR sur la moitié inférieure de l'aiguille. On l'interprète comme un problème numérique dans le post-traitement des calculs METEOR, associé à la discrétisation du pas de temps.

Comparaison FARM/METEOR des profils axiaux de fluage thermique sous irradiation sur le cœur Papyr

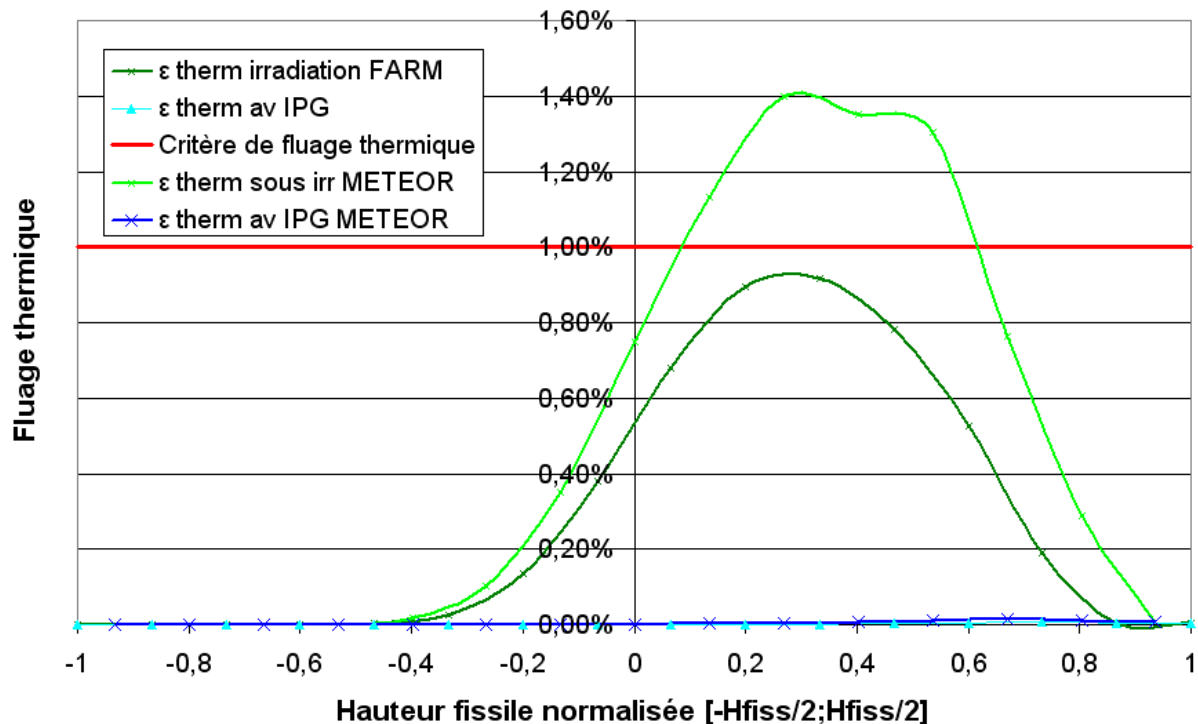


Figure 107 : Comparaison FARM/METEOR des profils axiaux de fluage thermique sous irradiation sur le cœur Papyr

On présente alors dans le Tableau 22, la comparaison des burn-up moyen cœur obtenus par FARM et METEOR. On constate alors que les burn-up réellement atteints, prédits par le code METEOR sont significativement plus faibles. En moyenne, ils sont **18%** plus faibles que ceux prédits par FARM. Néanmoins, il est important de remarquer que dans cette erreur une grande part est systématique, et que l'écart type du rapport entre le burn-up prédit par METEOR par rapport à celui de FARM n'est que de **5%**. Cet écart-type tombe même à **3.7%** lorsqu'on ne considère pas le cœur Arsène Lupin dont le profil vraiment extrême est véritablement en limite de modèle (voir 6.3.2.3). Ainsi, si la validation METEOR donne des résultats différents de ceux de FARM, elle confirme que FARM reste discriminant et sélectif, ce qui est son principal objectif.

Chapitre III

Physique du combustible

Cœurs étudiés	Burn-up moyen cœur FARM (at%)	Burn-up moyen cœur METEOR (at%)	Rapport METEOR/FARM
Papyr	7,49	6,55	0,875
Avatar	9,38	7,93	0,845
Chuck Norris	7,91	7,14	0,903
Maupertuis	6,41	5,17	0,806
Arsène Lupin	5,33	4,10	0,764
Saint Emilion	8,58	7,50	0,874

Tableau 22 : Comparaison des burn-up estimées par FARM et METEOR dans le cas Vanadium

3.5 Conclusion

En conclusion de ce chapitre on peut dire qu'à l'aide d'interpolations du comportement sous irradiation de pastille combustible isolées, et de modèles analytiques simplifiés on est parvenu à représenter la physique du combustible de façon relativement satisfaisante. En effet, le modèle de physique du combustible de FARM permet de dimensionner une aiguille combustible de façon à respecter les critères de conception à un burn-up donné, avec une précision de l'ordre de 6% (2 fois l'écart-type) par rapport à METEOR dans le cas SiC joint He.

Pour les combustibles utilisant un buffer, ou une gaine en vanadium, l'imprécision obtenue est plus importante, puisqu'on observe des biais systématiques de respectivement 8% et 18%, sur lesquels s'ajoutent des incertitudes d'environ 12% et 10% (2 fois l'écart-type). Les biais ne sont pas véritablement problématiques, puisque FARM reste sélectif, ce qui est le plus important. Car l'objectif de FARM n'est pas tant d'estimer les performances exactes, que les gains ou pertes en performance offerts par un changement de conception, afin de pouvoir optimiser le cœur. Les incertitudes sont quant à elles plus problématiques. Mais de toute façon, ces deux concepts de combustible très innovants présentent eux-mêmes de fortes incertitudes dans leur modélisation actuelle dans METEOR (comportement thermique du buffer, loi de fluage du vanadium). Ainsi au niveau de la préconception des cœurs, on considère que ce modèle combustible est acceptable.

Ce modèle combustible, couplé aux autres modèles des chapitres 2 et 4, va alors permettre de dimensionner les cœurs FARM, et d'évaluer leurs performances, afin de pouvoir optimiser la conception des cœurs du GFR 2400 MWth.

Chapitre IV Neutronique

« Il est plus facile de désintégrer un atome qu'un préjugé. »

Albert Einstein

« ..., ce qui prouve que dieu s'intéressait quand même au nucléaire. »

Alain gouchet

Chapitre IV Neutronique

4	CHAPITRE IV NEUTRONIQUE	200
4.1	METHODE	202
4.1.1	PRINCIPES GENERAUX.....	202
4.1.2	MODELE SIMPLIFIE OU META-MODELE ?.....	204
4.1.3	METHODE DES SECTIONS MACROSCOPIQUES.....	207
4.2	MODELE	210
4.2.1	MODELE DE CŒUR FARM	210
4.2.1.1	MODELE SIMPLIFIE DE COMPOSITION CŒUR	210
4.2.1.2	PROFILS DE PUISSANCE	211
4.2.1.3	SCHEMAS DE CALCUL ERANOS.....	217
4.2.2	COMPOSITION DU CŒUR.....	218
4.2.2.1	HYPOTHESES DU MODELE.....	219
4.2.2.2	MODELE.....	223
4.2.2.3	VALIDATION	226
4.2.2.4	CRITERE D'ISOGENERATION.....	226
4.3	APPLICATION ET VALIDATION	229
4.3.1	INTERPOLATIONS.....	230
4.3.1.1	PLANS D'EXPERIENCES.....	230
4.3.1.2	SECTIONS EFFICACES	233
4.3.1.3	COEFFICIENTS DE CONTRE-REACTION	234
4.3.1.4	VOLUME CRITIQUE	236
4.3.2	VALIDATION	238
4.3.2.1	CAS SiC.....	238
4.3.2.2	CAS VANADIUM	240
4.4	CONCLUSION	241

Chapitre IV

Neutronique

L'objectif de ce chapitre est de décrire le modèle de neutronique utilisé dans FARM. Ce dernier a pour objectif de dimensionner un cœur homogène avec une géométrie simplifiée de façon à ce qu'il soit isogénérateur à l'équilibre sans couverture fertile, tout en étant critique. Il suppose un multi-recyclage homogène des actinides mineurs. Ce modèle n'est valable que pour un combustible carbure, et se base sur la modélisation qui en a été faite dans ERANOS. Il permet de couvrir une large gamme de composition de cœur, et de prendre en compte deux types de matériaux de gaine, le SiC et le Vanadium.

Ce chapitre commence tout d'abord par une présentation de la méthode considérée (4.1). La suite détaille l'ensemble du modèle et justifie les principales hypothèses (4.2), puis le dernier sous-chapitre (4.3) présente l'application qui en est faite dans deux cas (SiC et Vanadium) avec les validations associées.

4.1 Méthode

Le principal objectif de l'étude neutronique d'un cœur, et donc la mission du modèle développé dans ce chapitre, est de dimensionner un cœur qui puisse être critique, durant toute la durée d'irradiation et respecter les objectifs de gain de régénération, paramètre fondamental qui est dans cette étude imposé à zéro. L'étude neutronique permet également d'évaluer les coefficients des contre-réactions neutroniques qui interviennent dans les aspects de sûreté du cœur.

Tout d'abord, avant d'entrer plus en détail dans l'approche neutronique, il est nécessaire de bien délimiter le cadre de cette étude. On ne s'intéresse ici qu'à l'étude de cœurs de réacteurs à **neutrons rapides, homogènes et sans couverture fertile** (comme représentés sur la Figure 33, p76). Par ailleurs, on se restreint également à des cœurs **isogénérateurs à l'équilibre**, ce qui implique qu'ils soient à **faible perte de réactivité**.

De plus, on se situe à une échelle macroscopique par rapport au cœur, en ne s'intéressant qu'aux effets de spectre et de géométrie influant au niveau du cœur, et l'on ne considère alors qu'une géométrie simplifiée cylindrique 2D « RZ » (voir Figure 33). Si ce niveau de détail est insuffisant pour la caractérisation précise d'un cœur, il est tout à fait adapté et fréquemment utilisé par le projet, pour effectuer un pré-dimensionnement du cœur.

Une fois ces limitations énoncées, on peut expliquer les principes de l'approche neutronique de FARM

4.1.1 *Principes généraux*

La méthode usuelle pour qu'un cœur soit critique est d'ajuster la teneur en Plutonium afin d'atteindre la réactivité voulue. Pour un réacteur donné, c'est en effet la variable la plus facile à ajuster lors de la fabrication du combustible pour qu'il soit critique. Cependant, comme le gain de régénération est très fortement lié à la teneur Pu, cette approche a pour principal inconvénient de ne pouvoir garantir le gain de régénération. En effet, dans un cas sans couverture fertile, pour une fraction de combustible en cœur et un spectre donnés, au premier ordre, si afin d'augmenter la réactivité, on augmente la teneur Pu du combustible, ce sera forcément au dépend de la quantité d'U238. Il y a alors forcément moins de captures neutroniques de l'U238 qui est le terme source principal de la formation du Plutonium, et plus de fissions du Pu puisqu'il est alors plus présent (voir 4.2.2). Par conséquent la production de plutonium diminuant et sa consommation augmentant, le gain de régénération est inévitablement dégradé. Au contraire, diminuer la teneur Pu permet d'améliorer le gain de régénération (voir Figure 109), mais diminue la réactivité du cœur.

Chapitre IV

Neutronique

Or, dans FARM, le principe n'est pas de partir d'un cœur donné, et d'en déduire la teneur Pu pour être critique, mais au contraire de dimensionner automatiquement un cœur afin qu'il soit isogénérateur sans couverture fertile. L'approche usuelle n'est donc pas utilisable (car elle ne peut garantir l'isogénération). On utilise donc une autre approche qui va découpler les aspects de criticités et de gain de régénération, chacun fixant une variable différente.

En effet, à l'équilibre, le vecteur Pu étant stabilisé, pour un spectre neutronique donné, on peut montrer qu'il n'existe qu'une seule et unique teneur Pu qui permette l'isogénération (voir 4.2). Cette contrainte d'isogénération bouleverse alors totalement la façon usuelle de concevoir les réacteurs puisque l'on ne peut alors plus ajuster la teneur Pu pour être critique. Il faut alors modifier soit le spectre neutronique, soit la fraction de combustible dans le cœur, ou encore la géométrie du cœur afin de pouvoir retrouver la criticité sans perdre l'isogénération. Le gain de régénération n'est alors plus une performance du cœur, mais bien une contrainte de conception. On ajuste alors la teneur Pu afin d'être isogénérateur, et la variable qui a été choisie pour ajuster la criticité est ici le volume du cœur.

En effet, un milieu fissile donné (c'est-à-dire avec des fractions volumiques, une teneur Pu et un milieu réflecteur fixés), peut tour à tour être sous-critique, critique ou sur-critique suivant le volume du cœur, c'est à dire la quantité de matière fissile considérée (voir Figure 108 et Figure 109). La théorie de la criticité [REU03] indique alors qu'il n'existe alors qu'un seul volume (ou une seule masse) critique pour une géométrie cylindrique et un rapport H/D donné. Les cœurs possédant un volume plus important, et donc contenant plus de matière fissile sont alors sur-critiques, et ceux qui au contraire en possèdent moins sont sous-critiques (il s'agit d'un équilibre entre les fuites neutroniques et la quantité de matière fissile).

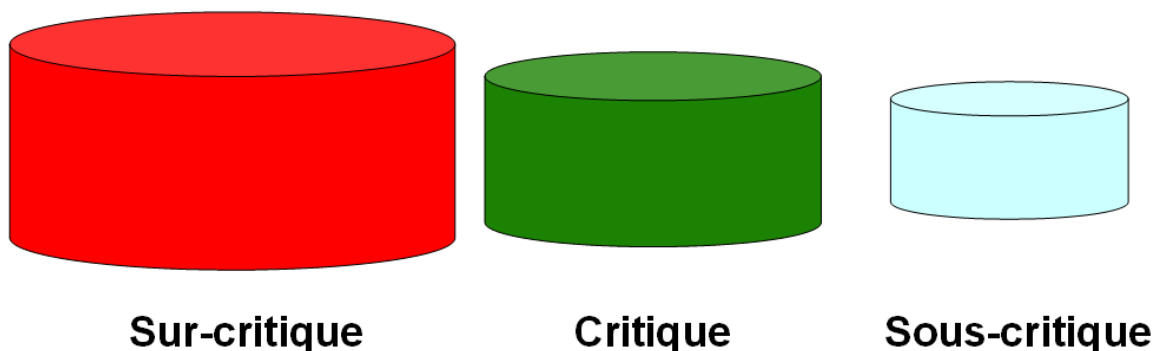


Figure 108 : Schéma de principe de la recherche de criticité à milieu fissile donné

D'autres paramètres interviennent par ailleurs dans la recherche de criticité d'un cœur, dont notamment l'efficacité et la distance des réflecteurs, la forme du cœur et le spectre neutronique. Mais la très forte influence de cet effet et sa facilité de prise en compte font que le paramètre qui a été choisi pour ajuster la criticité dans FARM est le volume du cœur. Dans toute cette étude, on cherche donc à déterminer le volume critique d'un cœur, avec une teneur Pu fixée par la contrainte d'isogénération à l'équilibre. Comme schématisé sur la Figure 109, on fixe la teneur Pu pour être isogénérateur, et la masse de combustible (soit le volume du cœur) afin d'être critique.

Chapitre IV Neutronique

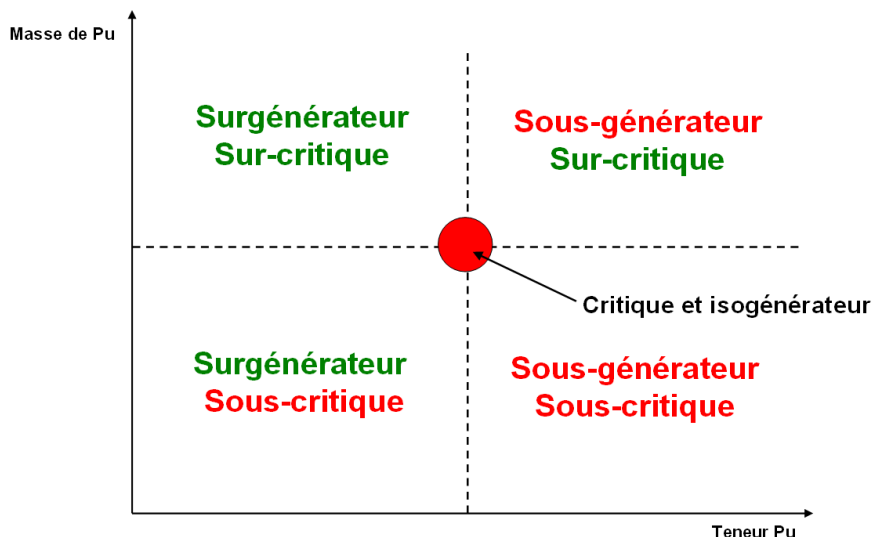


Figure 109 : Schéma de principe de la recherche de criticité et d'isogénération

Par ailleurs les cœurs isogénérateurs ont l'avantage non négligeable d'avoir de très faibles variations de réactivité au cours du cycle. Contrairement aux réacteurs thermiques actuels qui brûlent de la matière fissile et voient leur réactivité fortement diminuer, un cœur isogénérateur maintient globalement la quantité de matière fissile et sa réactivité au cours du cycle n'évolue que très peu.³⁴ Cette faible variation de réactivité, permise par l'isogénération, peut d'ailleurs être soit une augmentation soit une diminution, suivant la balance entre l'empoisonnement par les produits de fission la surgénération du Pu241, la *transmutation* des actinides mineurs, etc... Quoi qu'il en soit un cœur isogénérateur sans couverture fertile, est un cœur à très faible variation de réactivité, de sorte que la fin de vie du combustible n'est pas dimensionnée par la réactivité du cœur ou une contrainte neutronique, mais par des contraintes liées au combustible. Ainsi, comme l'objectif de FARM est d'établir un modèle simplifié de neutronique on décide de ne pas modéliser la variation de réactivité au cours du cycle. Le modèle développé dans cette note ne traitera donc pas des aspects temporels de la neutronique du cœur.

Une fois énoncés ces principes généraux, reste à savoir comment en pratique dimensionner un cœur pour respecter ces contraintes. Pour cela, des interpolations de calculs *ERANOS V2.1* vont être utilisées. Deux approches sont alors possibles, une méthode par interpolation directe (celle qui est utilisée dans les approches d'EDF R&D, et *TRIAD*, voir 1.1), puis une autre dite des sections macroscopiques. Elles sont toutes les deux présentées ci-dessous, mais seule la seconde sera retenue pour son intégration dans FARM. Dans chacune on cherche à déterminer le volume critique qui permettra d'être isogénérateur à l'équilibre.

4.1.2 *Modèle simplifié ou méta-modèle ?*

De façon générale, pour définir un cœur de réacteur et pouvoir le caractériser d'un point de vue neutronique, il n'est nécessaire de connaître que deux choses :

³⁴ S'il est potentiellement envisageable de concevoir d'un point de vue neutronique des cœurs thermiques isogénérateurs (des cœurs sous-modérés utilisant des couvertures fertiles par exemple, ou des cœurs à combustible Thorium/Uranium 233 [PER72] [DAV07]), les spectres rapides sont beaucoup plus favorables vis-à-vis de l'isogénération, et c'est d'ailleurs une des motivations de l'étude de réacteurs à neutrons rapides.

Chapitre IV Neutronique

- Sa géométrie ; C'est-à-dire la taille et forme du cœur, des vases d'expansion, des réflecteurs, des barres de contrôles, etc...
- Sa composition ; Les compositions atomiques de chaque domaine.

Dans l'approche FARM on représente le cœur de façon simplifiée, avec une géométrie cylindrique de type « RZ », sans barres de contrôle (voir Figure 33). Ainsi sous certaines hypothèses (voir détails au 4.2), on peut alors décrire la géométrie d'un cœur avec les 3 paramètres suivants :

- Le volume du cœur : V
- Le rapport hauteur sur diamètre du cœur : H/D
- Le rapport entre la hauteur fissile et la hauteur des vases d'expansion : $R_{Hfiss/Hexp}$ (le rapport entre les hauteurs des vases d'expansion supérieurs et inférieur est supposé fixe)

Par ailleurs, on peut également, moyennant certaines approximations et hypothèses, pour le cas SiC (voir également au 4.2), simplifier la composition neutronique du cœur de sorte qu'elle ne dépende que de trois paramètres³⁵ :

- La fraction de caloporteur dans le réseau d'aiguille : z_{He}
- La fraction de combustible dans le cœur : z_{comb}
- La teneur Pu dans le combustible, également abusivement appelée enrichissement : z_{Pu} ou e

Une fois ces simplifications effectuées, la méthode la plus simple pour interpoler le volume critique du réacteur consisterait à réaliser une interpolation directe.

Tout d'abord, on utiliserait une option d'ERANOS qui permet de rechercher la teneur Pu du combustible afin d'être critique. Puis, après avoir lancé un grand nombre de calculs en faisant varier les paramètres cités précédemment, on obtiendrait un grand nombre de cœurs, critiques à différentes compositions et géométries. On réaliserait alors une interpolation qui relierait le gain de régénération GR aux autres paramètres que l'on a fait varier :

$$GR = f(H / D, R_{Hfiss / H exp}, z_{He}, z_{comb}, V)$$

La teneur Pu serait alors « masquée », et ajustée à chaque cœur pour garantir la criticité. On obtiendrait alors le gain de régénération en fonction des paramètres du cœur. Des tests ont montré que de telles interpolations pouvaient être réalisées et avec des coefficients de corrélation proche de 99%. Il ne resterait plus qu'à inverser le problème, soit analytiquement, soit à l'aide d'une autre interpolation liant alors le volume critique aux autres paramètres et au gain de régénération.

$$V_{critique} = f(H / D, R_{Hfiss / H exp}, z_{He}, z_{comb}, GR)$$

Le volume critique isogénérateur se déduirait alors simplement pour des géométries et des compositions variées de la façon suivante :

$$V_{critique}^{isogénérateur} = f(H / D, R_{Hfiss / H exp}, z_{He}, z_{comb}, GR = 0)$$

³⁵ Dans le cas de l'aiguille Vanadium on fait moins d'hypothèses et la description de la composition cœur fait alors appel à 4 fractions volumiques (z_{comb} , z_{gaine} , z_{TH} et z_{gap}) plus la teneur Pu, mais le principe reste le même. Pour simplifier l'explication on se place dans le cas SiC (avec 3 paramètres).

Chapitre IV Neutronique

Seulement, c'est là que les choses se compliquent, car on ne parvient pas à inverser le problème. En effet, le gain de régénération dépend assez peu du volume (au second ordre, dépendance de l'ordre de quelques pourcents par rapport aux autres variables). Il est par conséquent très difficile de calculer le volume en fonction du gain de régénération. On ne peut pas réaliser d'interpolation pertinente entre deux variables qui ne dépendent pas, ou très peu l'une de l'autre. Des essais ont été réalisés, mais les coefficients de corrélations ne dépassaient pas plus de 80-90%. Ainsi, il n'est pas envisageable d'utiliser directement cette approche dans FARM.

Cette méthode pourrait cependant être envisageable de deux autres façons, toujours basée sur l'utilisation directe d'un méta-modèle pour représenter la neutronique :

- si l'on cherchait à inverser le problème en fonction d'une autre variable, par exemple la fraction de combustible, dont le gain de régénération est fortement dépendant. On pourrait alors calculer une fraction combustible isogénératrice pour les autres paramètres du cœur fixés :

$$z_{comb\ critique}^{isogénérateur} = f(H / D, R_{Hfiss / H\ exp}, V, z_{He}, GR = 0)$$

Une telle interpolation pourrait quant à elle se révéler de très bonne qualité, même si elle induirait une forte complexification de l'outil FARM (estimer les nombres de couronnes d'aiguilles et d'assemblage, ainsi que les rayons et jeu pastille/gaine qui permettent d'atteindre la bonne fraction de combustible, ...).

- Une autre approche, pourrait alors consister à ne plus voir le gain de régénération comme une contrainte qui doit être fixée à zéro, mais une performance que l'on cherche à optimiser. La teneur Pu redevient alors un paramètre libre, il n'y aurait alors plus vraiment de notion de volume critique ; en effet, il n'y aurait qu'à ajuster la teneur Pu pour redevenir critique. Cela permettrait alors de déplacer totalement le problème neutronique. Le volume ne serait alors plus fixé par le modèle neutronique seul, mais dans les variables d'optimisation FARM directement. Le modèle neutronique quand à lui, serait réduit à sa forme la plus simple possible, à savoir l'interpolation pure et simple de la teneur Pu critique, ainsi que du gain de régénération en fonction des différentes configurations de cœur.

$$z_{Pu}^{critique} = f(H / D, R_{Hfiss / H\ exp}, z_{He}, z_{comb}, V)$$

$$GR = f(H / D, R_{Hfiss / H\ exp}, z_{He}, z_{comb}, V)$$

Puis, lors de l'étape d'optimisation globale à l'aide de MULTIGEN, on rechercherait des cœurs ayant un gain de régénération nul. (Il suffirait pour cela d'imposer que tous les cœurs retenus lors de l'algorithme génétique aient un gain de régénération positif, et par ailleurs minimiser la quantité totale de Pu en cœur.) La recherche d'isogénération n'aurait alors plus lieu dans le modèle neutronique, mais lors de l'étape d'optimisation par MULTIGEN. Ceci aurait l'inconvénient d'augmenter le temps de calcul lors de l'optimisation (car de nombreux cœurs situés très loin de l'isogénération seraient alors calculés), mais serait potentiellement réalisable.

Chapitre IV

Neutronique

Cependant, même si les deux solutions de contournement présentées ci-dessus sont tout à fait envisageables, cette méthode présente dans l'absolu de sérieux inconvénients pour l'application FARM :

- Tout d'abord, afin de prendre en compte les variations du vecteur Pu d'équilibre d'un cœur à l'autre, qui peuvent être significatives (voir 4.2.2) et modifier fortement la réactivité du cœur ainsi que son gain de régénération, il serait alors nécessaire que chaque calcul ERANOS effectue une mise à l'équilibre (multi-recyclage). Ceci conduit alors à augmenter d'un facteur de l'ordre de 20 le temps de calcul et commence alors à poser des problèmes de temps de calcul et de taille mémoire assez sérieux. Dans le cas contraire, si les calculs ERANOS ne simulaient qu'un cycle d'irradiation, tous les calculs ne seraient réalisés qu'avec un seul vecteur Pu, et « l'isogénération » affichée ne correspondrait qu'au gain de régénération d'un cycle donné, qui ne serait pas le cycle d'équilibre. Cette méthode ne permet donc pas d'étudier le cycle à l'équilibre, à moins d'un surcoût très important de temps de calcul et de gestion mémoire.
- Cette méthode ne présente également aucune flexibilité concernant la composition du cœur, car elle nécessite d'effectuer les interpolations sur les compositions exactes que l'on souhaite étudier. En effet la simplification présentée au 4.2.2 n'est alors plus valable et il faut paramétrer la composition du cœur en fonction de plus de paramètres (le nombre de fractions volumiques différentes -1 très exactement, soit 4 pour le cas SiC et 5 pour le cas vanadium au lieu de respectivement 2 et 4 avec la méthode des sections macroscopiques). Ceci rend alors les interpolations plus complexes à réaliser, même si tout à fait abordables, mais conduit à augmenter de façon très importante le nombre de calculs nécessaires (et par conséquent le temps de calcul), et ce dans des gammes de fractions volumiques très peu réalistes compte tenu des contraintes combustibles.
- Cette méthode revient par ailleurs à n'utiliser le résultat du calcul ERANOS que de façon très partielle. En effet sur le très grand nombre d'informations issues d'un calcul ERANOS, (teneur Pu, sections efficaces, etc...) seul le Gain de Régénération et la teneur Pu sont utilisés. Il s'agit donc d'un modèle très peu physique qui sous-utilise grandement les calculs ERANOS.

Toutes ces raisons font que la méthode de l'interpolation directe ne sera finalement pas retenue, pour FARM. Cependant, pour des études ne nécessitant pas la prise en compte du cycle à l'équilibre, et souhaitant réaliser une optimisation autour d'un concept déjà établi, cette méthode pourrait être parfaitement adaptée (voir 1.1). Elle est ainsi recommandée pour les études TRIAD.

4.1.3 Méthode des sections macroscopiques

Une autre méthode, basée sur l'utilisation de modèles simplifiés, a donc été développée de façon à résoudre les problèmes cités ci-dessus. Elle permet une interpolation du volume critique isogénérateur du cœur, en prenant en compte le cycle d'équilibre du réacteur et en étant bien plus flexible sur les concentrations atomiques. Cette méthode est dite « des sections macroscopiques ».

L'idée fondamentale de cette méthode est d'utiliser beaucoup plus les résultats du calcul ERANOS, et notamment les sections efficaces des différents isotopes. En effet, lorsque l'on dispose de ces sections efficaces moyennes, on peut alors suivre les

Chapitre IV Neutronique

concentrations des différents isotopes et par conséquent estimer le vecteur Pu du cycle d'équilibre (voir 4.2.2), on peut également établir un critère d'isogénération qui permettra de calculer la teneur Pu exacte nécessaire à l'isogénération (voir 4.2.2.4), et surtout on peut estimer beaucoup plus facilement l'impact d'une petite variation des densités atomiques à l'intérieur du cœur. On cherche donc à interpoler les sections efficaces de chaque isotope du cœur, pour pouvoir ensuite, en les combinant avec les différentes densités atomiques, estimer les sections macroscopiques du cœur.

Un petit rappel de neutronique indispensable à la compréhension de la suite est disponible en annexe 10.1 pour les non-neutroniciens.

L'idée est donc de récupérer des calculs ERANOS, les sections microscopiques moyennées à un groupe de chaque isotope. Ces sections dépendent du spectre neutronique du réacteur, spectre qui dépend lui-même des compositions atomiques et de la géométrie du réacteur.

On réalise donc des interpolations des sections microscopiques de chaque isotope, en fonction des 5 paramètres présentés précédemment ; V , H/D , $R_{Hfiss/Hexp}$, Z_{comb} , Z_{He} (dans le cas SiC, le cas vanadium fait alors appel à 7 paramètres). A chaque cœur est associé un spectre neutronique, et pour chaque spectre on peut déterminer la section microscopique d'un isotope. Le spectre étant peu sensible à la composition exacte du cœur on peut alors utiliser un modèle simplifié de composition du cœur (voir 4.2.1.1).

$$\sigma = f\left(H / D, V, R_{Hfiss / Hexp}, Z_{He}, Z_{comb}\right)$$

Une fois les sections microscopiques moyennées à un groupe de chaque isotope interpolées, on peut tout d'abord estimer le vecteur Pu d'équilibre du cœur (voir 4.2.2), et sa teneur Pu permettant l'isogénération (voir 4.2.2.4). Puis, à l'aide des densités atomiques « exactes » (c'est-à-dire issues du modèle complet FARM, qui lui détaille le nombre de couronne d'aiguilles et d'assemblages, le jeu pastille/gaine, le TH, etc...) de chaque isotope, à la bonne teneur Pu et avec le bon vecteur Pu, on calcule les sections macroscopiques du réacteur. On n'utilise ici que les 3 sections macroscopiques suivantes (toutes moyennées à un groupe d'énergie) :

- La section macroscopique d'absorption Σ_a : elle correspond à la probabilité qu'un neutron se fasse absorber par le milieu (soit par capture soit par fission) au cours d'un trajet élémentaire. Elle s'exprime en m^{-1} .
- La section macroscopique d'émission neutronique Σ_{vf} : calculée à partir des $\nu\sigma^f$ des différents isotopes. Elle traduit la capacité d'un milieu à produire des neutrons par fission et s'exprime en m^{-1} .
- La section macroscopique de transport Σ_{tr} : en théorie de la diffusion, cette section efficace permet de décrire la migration des neutrons dans le cœur en prenant en compte les absorptions, mais également toutes les collisions de diffusion. Elle s'exprime en m^{-1} .

Les propriétés neutroniques d'un milieu en théorie de la diffusion, à savoir sa capacité à absorber, produire et diffuser les neutrons, sont alors totalement décrites dans ces trois grandeurs. Ce que l'on retrouve dans l'équation de criticité d'un cœur cylindrique homogène sans réflecteur présentée ci-dessous [REU03] [COS07].

$$\left(\frac{2.405}{R}\right)^2 + \left(\frac{\pi}{H_{fiss}}\right)^2 = 3\Sigma_a\Sigma_{tr}\left(\frac{\Sigma_{vf}}{\Sigma_a} - 1\right)$$

Chapitre IV Neutronique

Où R est le rayon du cœur et H_{fiss} la hauteur fissile

Toute l'information sur la composition du cœur est donc disponible au travers de ces sections macroscopiques. Il ne reste plus qu'à y ajouter les caractéristiques géométriques du cœur (à savoir le rapport H/D et le rapport entre la hauteur fissile et la hauteur des vases d'expansion $R_{Hfiss/Hexp}$) pour pouvoir réaliser l'interpolation finale, qui nous donne le volume critique du cœur (voir Figure 110) :

$$V_{critique} = f(H / D, \Sigma_{tr}, \Sigma_a, \Sigma_{vf}, R_{Hfiss / H exp})$$

Une telle interpolation est alors tout à fait réalisable à l'aide de polynômes de degré 3, et ce avec des coefficients de corrélations et des *pouvoirs de prédiction* supérieurs à 99%. De tels résultats confirment alors que toute la physique nécessaire a bien été prise en compte.

On tient également à signaler, que le rapport $R_{Hfiss/Hexp}$, qui influe sur la criticité en jouant sur la position des réflecteurs axiaux (le rapport entre les hauteurs des vases d'expansion supérieur et inférieur est fixé à la valeur du cœur de référence), ne joue qu'au second ordre sur le volume critique. En effet, on pourrait tout à fait réaliser l'interpolation sans le prendre en compte, et cela conduirait à des pouvoirs prédictifs dégradés de 97% mais restant acceptables (pour des rapports entre la hauteur fissile et la hauteur des vases d'expansion variant de 0.5 à 2).³⁶

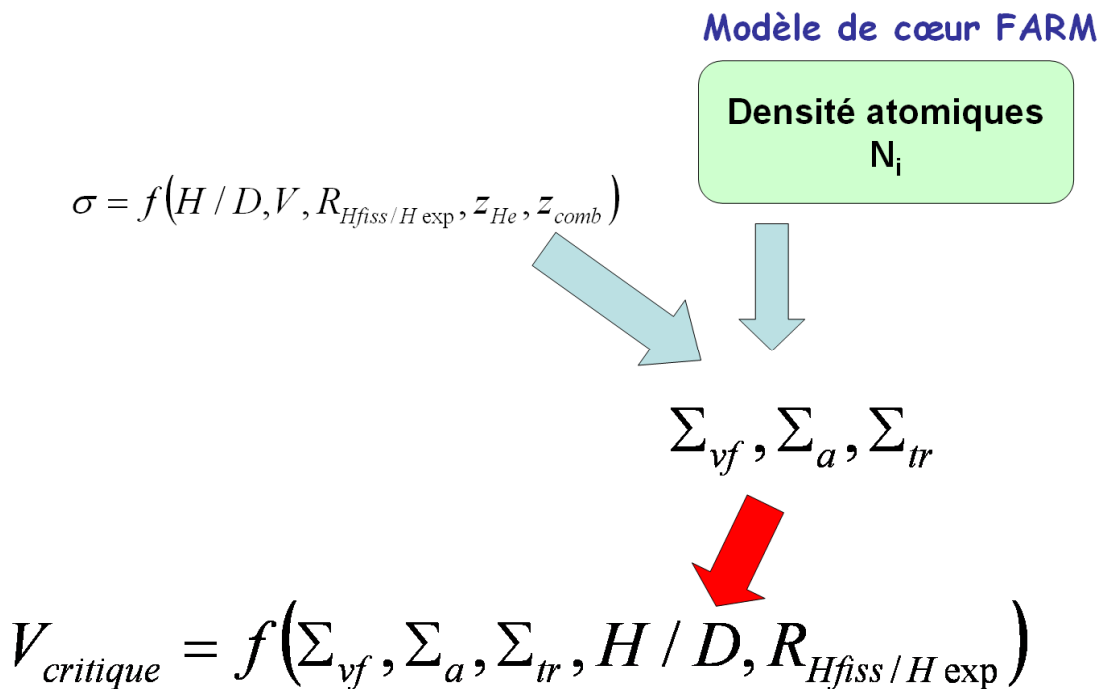


Figure 110 : Schéma de principe de la méthode des sections macroscopiques

³⁶ Par ailleurs, de très nombreux essais ont été réalisés pour prendre en compte l'impact des réflecteurs axiaux, via notamment des efficacités réflecteur, ou gain réflecteur, mais les résultats n'ont pas été concluants. Leur prise en compte par leur simple description géométrique à travers le rapport $R_{Hfiss/Hexp}$, est amplement suffisante et se révèle bien plus pertinente. Par ailleurs, le réflecteur radial étant toujours collé au cœur, et d'une épaisseur fixe (voir 4.2) ne nécessite quand à lui aucune modélisation supplémentaire.

Chapitre IV

Neutronique

Les interpolations requises par cette méthode sont également réalisées avec la méthode présentée au 1.4 avec l'outil *SMURFER*.

Ainsi, cette méthode des sections macroscopiques permet de déterminer le volume critique isogénérateur d'un cœur, en prenant bien en compte le cycle à l'équilibre, ainsi qu'en permettant une grande flexibilité sur la composition atomique du cœur. C'est cette méthode qui a été implémentée dans FARM pour l'étude du GFR 2400 MWth.

Toutefois, un des inconvénients de cette méthode est qu'elle est implicite. En effet, pour calculer le volume critique d'un cœur, il est nécessaire de disposer de ses fractions volumiques, lesquelles dépendent du volume du cœur. De même, le calcul du vecteur Pu (voir 4.2.2) fait appel au niveau de flux moyen en cœur, qui dépend de la section macroscopique de fission, qui dépend elle-même de la composition du cœur, et donc du niveau de flux moyen cœur. Ce type de bouclage, également présent dans le modèle combustible, nécessite donc de faire appel à une méthode de convergence (voir 2.3), laquelle augmente significativement le temps de calcul.

4.2 Modèle

Ce sous-chapitre, qui présente le détail du modèle neutronique de FARM, est découpé en deux parties principales ; la première décrit le modèle du point de vue macroscopique cœur (modélisation géométrique, fractions volumiques, profil de puissance) et des schémas de calculs neutronique, au 4.2.1. La seconde s'attache à décrire le modèle de composition atomique du cœur, au 4.2.2.

4.2.1 *Modèle de cœur FARM*

4.2.1.1 *Modèle simplifié de composition cœur*

Dans l'absolu, si l'on cherche à être exact, la composition d'un cœur dépend de nombreux paramètres. Si le rayon de la pastille, la taille du jeu pastille/gaine, l'épaisseur de la gaine et du liner ainsi que le pas du réseau d'aiguilles jouent en effet au premier ordre, cette dernière dépend également de l'épaisseur du TH, du jeu inter-assemblage, du nombre de couronnes d'aiguilles et du nombre de couronnes d'assemblages (plus l'impact neutronique des grilles de maintien). Ainsi, la composition du cœur dépend d'un nombre important de variables. Ce nombre peut être réduit au nombre de fractions volumiques différentes, mais dans ce cas un grand nombre de configurations seront non réalistes, c'est-à-dire ne pouvant pas correspondre à des dimensions réelles.

Or, dans l'approche FARM (voir 4.1.3), on cherche à interpoler les sections efficaces des différents isotopes pour différentes compositions. Il n'est pas vraiment envisageable de réaliser une interpolation sur autant de paramètres, et cela serait surtout inutile puisque le spectre ne va finalement dépendre que très peu de certaines variables (épaisseur du liner, épaisseur du TH) mais principalement de la fraction de combustible et de SiC dans le cœur. En effet une très faible variation de la densité de tel ou tel isotope n'a que peu d'influence sur la répartition énergétique des neutrons, qui dépend elle plus de la statistique de ralentissement et de fuite des neutrons et donc des atomes les plus présents. C'est-à-dire que par exemple, le doublement de l'épaisseur du liner a un très fort impact sur la réactivité du cœur et donc son dimensionnement pour atteindre la criticité, mais ne modifie que très peu le spectre. On retrouve par ailleurs ceci dans le fait que le spectre neutronique ne varie que très peu entre le cycle de démarrage et le cycle d'équilibre (malgré une forte variation du vecteur Pu et de la teneur Pu) [KRE10].

Chapitre IV Neutronique

On cherche donc dans FARM, à simplifier la composition atomique d'un cœur pour qu'elle dépende d'un nombre réduit de paramètres, 2 dans le cas du SiC, 4 pour le cas Vanadium. On cherche des « compositions représentatives d'un certain spectre », de façon à pouvoir balayer toute la gamme de spectres envisagés avec peu de paramètres. Ils sont ensuite utilisés pour constituer le plan d'expérience des calculs ERANOS et faire les interpolations des sections efficaces comme indiqué sur la Figure 111.

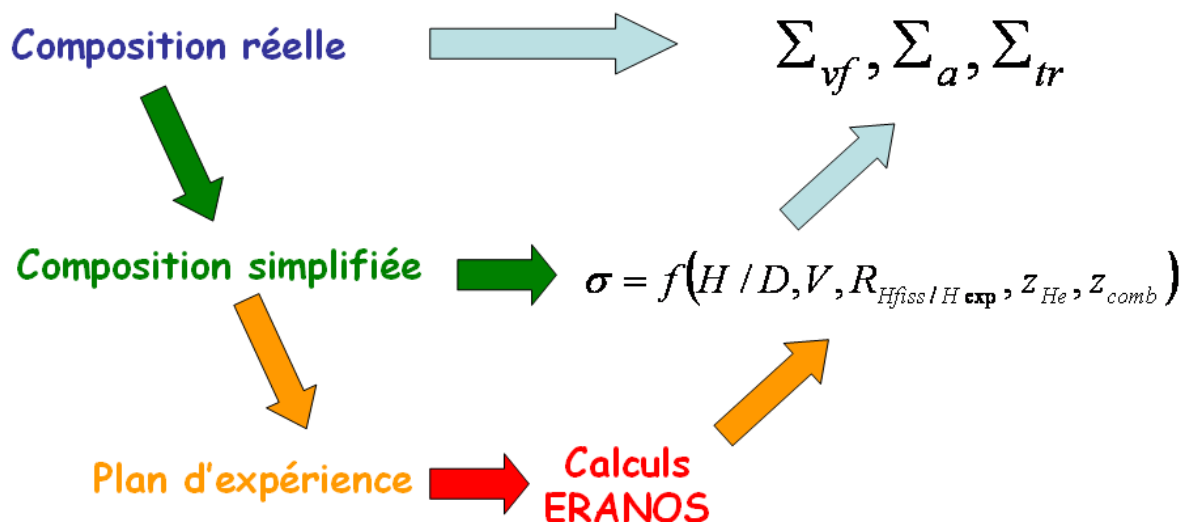


Figure 111 : Schéma de principe de l'utilisation des compositions simplifiées

Le détail du modèle de composition simplifié utilisé est présenté dans l'annexe 10.6 « Modèle de composition simplifiée ».

4.2.1.2 Profils de puissance

Des autres résultats importants (hormis la criticité et le gain de régénération) issus d'un calcul ERANOS sont le profil de flux neutronique, le profil de puissance, ainsi que le *facteur de forme* du cœur (rapport entre la puissance volumique maximale et la puissance volumique moyenne du cœur). Ce *facteur de forme* est extrêmement important d'un point de vue thermo-hydraulique et thermomécanique du combustible. Il est donc nécessaire d'en avoir une modélisation satisfaisante dans FARM.

Ce facteur de forme est issu de la combinaison :

- D'un profil de flux radial : variation du niveau de flux radial dans le cœur, qui d'après la théorie de la diffusion pour un cœur homogène suit une loi en $J_0(r)$ ³⁷ [REU03]. Ce profil conduit à un facteur de forme radial, qui est donc le rapport entre la puissance de l'assemblage le plus puissant, et l'assemblage moyen du cœur. Ce rapport est de 1.15 sur le cœur de référence (avec l'utilisation d'un zonage (voir 2.1.1)).

³⁷ Fonction de Bessel.

Chapitre IV Neutronique

- D'un profil de flux axial : Variation du niveau de flux axial au sein d'un assemblage. D'après la théorie de la diffusion, ce dernier est sinusoïdal (comme indiqué ci-dessous) [REU03]. Ce profil de puissance est particulièrement important d'un point de vue thermo-hydraulique et de la physique du combustible. On le modélise de façon sinusoïdale de la façon suivante (voir Figure 112) :

$$P_{lin}(z) = P_{lin\max} \cos\left(\varepsilon\pi \frac{z}{H_{fiss}}\right)$$

Où ε est un paramètre qui permet de quantifier l'efficacité des réflecteurs, et H_{fiss} la hauteur fissile du cœur.

Avec cette modélisation, on peut en déduire facilement le facteur de forme axial :

$$f_{axial} = \frac{\pi\varepsilon}{2 \sin\left(\frac{\pi\varepsilon}{2}\right)}$$

Le facteur de forme global, ou 3D, rapport entre la puissance volumique maximum du cœur et la puissance volumique moyenne, se déduit alors des deux facteurs de forme précédents de la façon suivante :

$$f_{3D} = f_{radial} \times f_{axial}$$

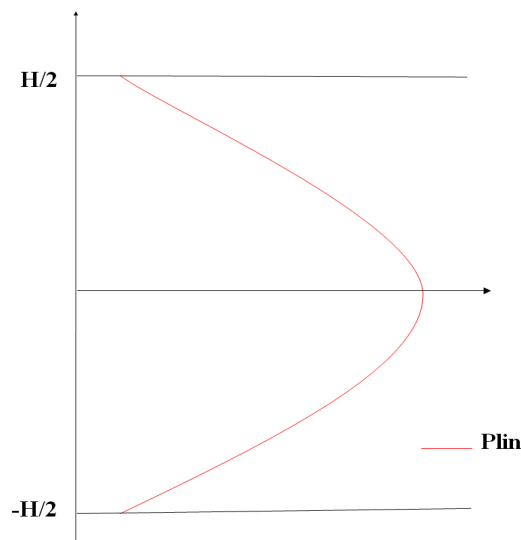


Figure 112 : Profil axial de puissance linéique

Pour une modélisation homogène (c'est-à-dire sans représenter les aiguilles et en ne considérant que les fractions volumiques moyennes du cœur) à deux dimensions, le facteur de forme radial dépend de la taille et de la forme du cœur, ainsi que de l'efficacité du réflecteur radial et du zonage du cœur. En effet, la taille des deux zones aux teneurs Pu

Chapitre IV

Neutronique

différentes et le rapport de ces teneurs Pu sont deux paramètres très influents qui peuvent être utilisés pour optimiser le facteur de forme radial. Cependant, une modélisation homogène RZ, n'est pas adaptée et loin d'être suffisante pour l'étudier. En effet, ce dernier est aussi fortement dépendant des positions des barres de commandes et de la gestion des assemblages considérée qui ne sont ici pas pris en compte. Cette optimisation constitue d'ailleurs une des étapes finales de toute conception détaillée de cœur.

Ainsi, dans FARM, étant donné le niveau de modélisation considéré, l'optimisation du facteur de forme radial est hors d'atteinte. L'optimisation grossière du zonage ainsi que du rapport des teneurs Pu, pourrait cependant être possible, mais n'est pas non plus envisagée, aussi bien pour des raisons de temps de calcul, que de problèmes logiciels (si ERANOS permet d'optimiser automatiquement le rapport entre les deux teneurs Pu, il ne permet pas d'ajuster la répartition entre les deux zones).

C'est pourquoi, puisque la valeur du facteur de forme radial n'est pas accessible, on fait l'hypothèse forte, de considérer ce facteur de forme radial constant à 1.15 (valeur du cœur de référence). On suppose que l'optimisation du zonage, et du plan de chargement et de gestion du combustible permettra d'aplatir suffisamment la nappe de puissance pour atteindre ce facteur de forme, sur tous les cœurs étudiés par FARM. En général, sur les cas étudiés, ces optimisations conduisent à des variations relativement faibles de l'enrichissement moyen, et donc du gain de régénération. Elles pourront donc être réalisées sans détérioration forte des performances du cœur estimée par FARM.

Par contre, une modélisation à deux dimensions RZ, est beaucoup plus adaptée pour estimer le facteur de forme axial. En effet, ce dernier ne dépend que de la hauteur du cœur, des hauteurs des vases d'expansion, ainsi que des compositions du cœur et des réflecteurs, informations qui sont elles modélisées de façon satisfaisante dans un calcul RZ.

Afin d'étudier un peu plus en détail le profil de puissance axial, on a tracé (voir Figure 113, Figure 114, Figure 115 et Figure 116) les profils de flux axiaux de différents cœurs dont les caractéristiques sont données dans le Tableau 23. Les cœurs étudiés ont été choisis parmi les cœurs utilisés pour les interpolations du modèle neutronique SiC de FARM (le cœur dit FARM-65, correspond au point de calcul numéroté 65 du plan d'expérience étudié), de façon à couvrir toute la gamme des hauteurs de cœur envisagées. On ne présente ici que 4 cœurs mais 4 autres ont également été étudiés avec les mêmes conclusions.

	FARM-65	FARM-38	FARM-56	FARM-187
Hauteur fissile (cm)	98.5	121	173.9	230.4
Hauteur du vase d'expansion inférieur (cm)	55.9	42.3	51.2	125.9
Hauteur du vase d'expansion supérieur (cm)	94.8	71.8	87.0	214.0
Paramètre ϵ	0.7	0.71	0.79	0.83
Paramètre d (cm)	-1	0	-1	-2

Tableau 23 : Caractéristiques des cœurs étudiés pour le profil de flux axial

Chapitre IV Neutronique

On rappelle que ces cœurs ont différentes tailles et formes, ainsi que différentes hauteurs de vases d'expansion, mais que par contre, le rapport entre la hauteur du vase d'expansion supérieur et le vase d'expansion inférieur est constant et pris égal à celui du cœur de référence ; à savoir 1.7. De plus, les réflecteurs considérés sont exactement les mêmes que ceux du cœur de référence (voir 2.1.1).

Pour chacun de ces cœurs, on cherche donc à approcher le profil de flux par une fonction sinusoïdale de la forme suivante :

$$\Phi(z) = \Phi_{\max} \cos\left(\varepsilon\pi \frac{z-d}{H_{fiss}}\right)$$

où par rapport à auparavant, on introduit un paramètre d, pour prendre en compte la dissymétrie introduite dans le flux par le fait que les vases d'expansion supérieurs et inférieurs ne soient pas de la même taille (et donc les réflecteurs inférieurs et supérieurs ne soient pas à la même distance).

Les paramètres ε et d, sont recherchés manuellement de façon à correspondre au mieux aux profils de flux étudiés. Et on constate tout d'abord (voir Figure 113, Figure 114, Figure 115 et Figure 116) que cette modélisation sinusoïdale permet d'approcher de façon très satisfaisante le niveau de flux. Les courbes se superposent de façon quasi-parfaite. Seul un petit écart est remarquable en bas d'un cœur, dû à la présence beaucoup plus proche du réflecteur inférieur, mais cette modélisation reste tout à fait satisfaisante.

On présente également dans le Tableau 23 les paramètres ε et d obtenus. On remarque alors que le décentrement induit par les différences de distance des réflecteurs est extrêmement faible. Il ne dépasse pas 2 cm pour des cœurs de l'ordre du mètre. Ainsi l'impact de cette dissymétrie est négligeable.

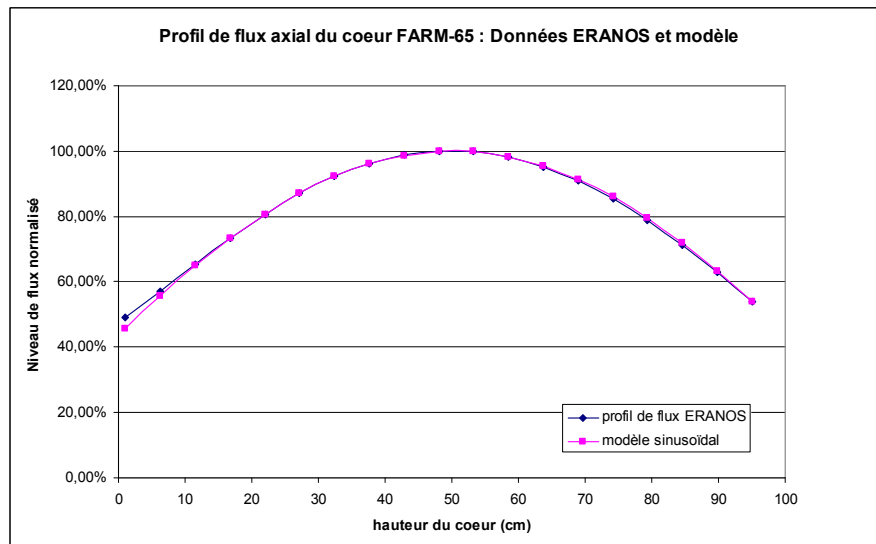


Figure 113 : Profil de flux axial du cœur FARM-65

Chapitre IV Neutronique

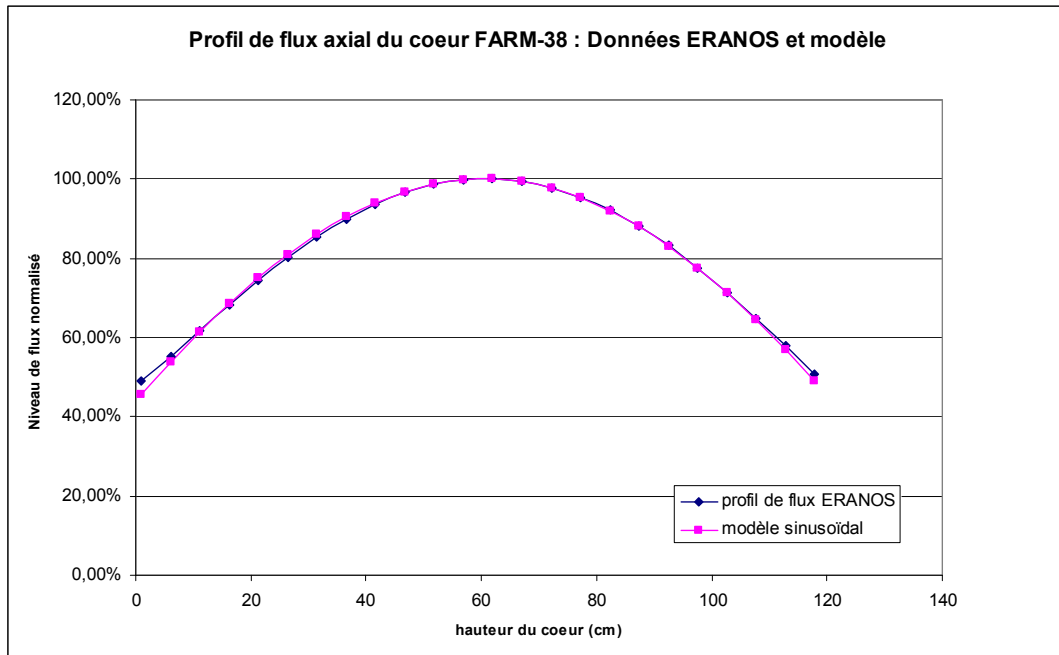


Figure 114 : Profil de flux axial du cœur FARM-38

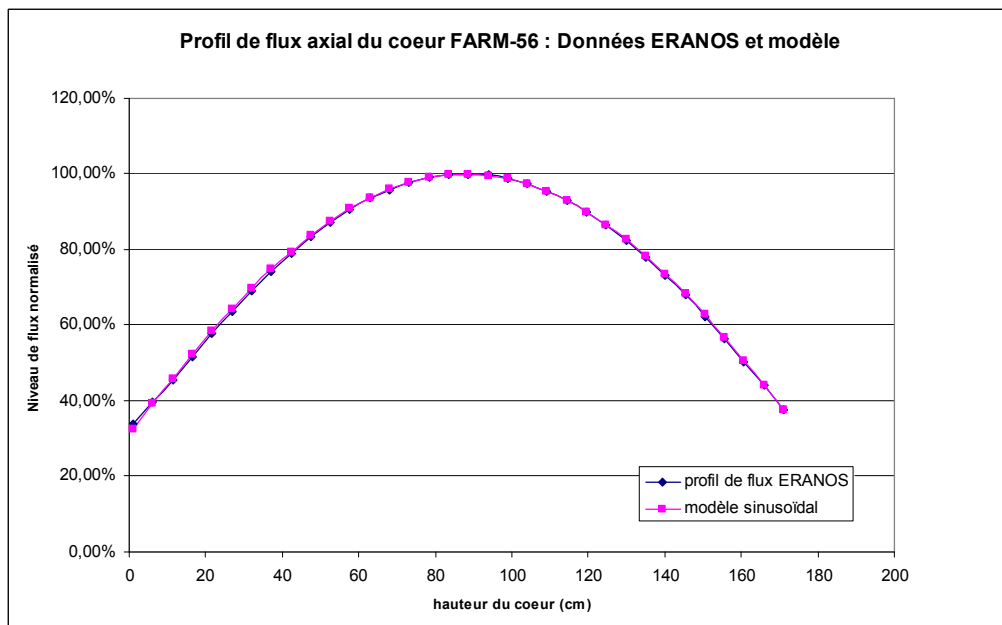


Figure 115 : Profil de flux axial du cœur FARM-56

Chapitre IV Neutronique

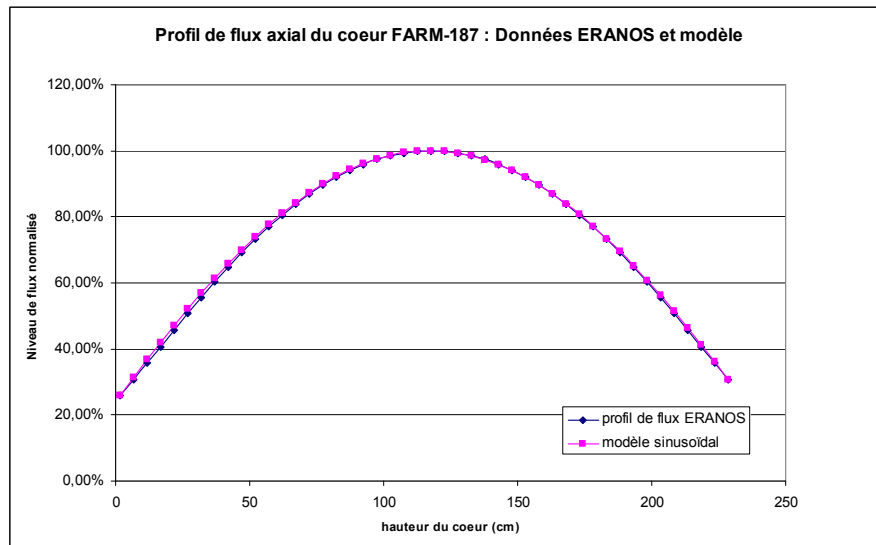


Figure 116 : Profil de flux axial du cœur FARM-187

Par ailleurs, on constate que le paramètre ε , principal objet de cette étude, dépend principalement de la hauteur du cœur, et que pour les hauteurs envisagées (entre 1 et 2 m), il varie de 0.7 à 0.8. Le cas de FARM-187, est un cas extrême considéré ici à titre d'exemple. En effet, la hauteur totale du cœur (zone fissile + vases d'expansion) étant limitée à trois mètres pour les cœurs SiC, il est peu envisageable de concevoir des cœurs de 2.3 m de zone fissile. En effet, les cœurs SiC obtenus au chapitre 6 ont tous des hauteurs fissiles comprises entre 1,25 et 1,75m. Pour les cœurs vanadium, les hauteurs fissiles sont un peu plus élevées, entre 1,55 et 2,2m.

On a donc étudié l'impact sur la puissance totale (intégrée) de l'assemblage, ainsi que sur le facteur de forme axial d'une variation de ε sur cette gamme. Et il en ressort que par rapport au cas $\varepsilon=0.75$ et $d=0$, qui est considéré pour représenter le profil de flux axial dans FARM, l'erreur pouvant être induite est de + ou - 3.5 %. Le cas extrême du cœur FARM-187, conduisant alors à surestimer la puissance de l'assemblage de moins de 6%. Dans le cas des cœurs vanadium, on vérifie également que les erreurs induites par ce modèle sont du même ordre. On vérifie également directement dans FARM que considérer un facteur ε de 0.8 par rapport à 0.75 n'induit des différences sur les performances du cœur (définies au 1.2) que de l'ordre de 1%. Ainsi, étant donné le niveau de précision requis dans FARM, on considère que supposer ε constant à 0.75 et $d=0$ est une modélisation acceptable ; ce choix est donc fait dans la modélisation neutronique de tous les cœurs de FARM.

Le fait de fixer ε , revient également à fixer le facteur de forme axial. Or comme on suppose également le facteur de forme radial constant, le facteur de forme global est lui aussi constant et égal à la valeur du cœur de référence, à savoir 1.5.³⁸

³⁸ Par ailleurs on signale, que même si une telle modélisation n'est pas nécessaire, des essais ont été réalisés pour paramétrer le paramètre ε à partir de résultats de calculs ERANOS (efficacités réflecteurs qui ont également été testées pour calculer le volume critique). Cependant ils ne se sont pas révélés concluants. Si l'on cherchait à raffiner ce modèle, il vaudrait probablement mieux chercher à paramétrer ε en fonction de la hauteur du cœur.

Chapitre IV Neutronique

4.2.1.3 Schémas de calcul ERANOS

Tous les calculs nécessaires pour réaliser les modèles neutroniques de FARM sont réalisés à partir d'ERANOS 2.1, 64 bits, avec la librairie JEFF 3.1. Tous les jeux de données ont été générés à partir de l'interface ParisIHM. Comme annoncé précédemment, les calculs sont effectués en géométrie RZ.

Une petite étude de sensibilité a été réalisée afin de déterminer le schéma de calcul le plus adapté, c'est-à-dire offrant une précision acceptable pour un temps de calcul acceptable. De façon très simplifiée, un calcul ERANOS se décompose en deux parties ; tout d'abord un calcul ECCO, qui calcule les sections efficaces en prenant en compte une modélisation d'autoprotection pour une cellule homogène. Ce calcul peut s'effectuer à 33 groupes d'énergie (Broadmesh) ou 1968 groupes (Finemesh). Puis, une fois ces sections efficaces obtenues, le calcul ERANOS à l'échelle du cœur intervient. Ce dernier est réalisé avec 33 groupes d'énergie, soit en utilisant la théorie de la diffusion (acceptable dans le cas de cœurs homogènes) soit la théorie du transport (Teta Diamand). Dans tous les cas, on étudie la réactivité en début de vie d'un cœur proche du cœur de référence, avec les deux modes d'autoprotection et les deux schémas de calcul cœur, mentionnés ci-dessus. Pour chaque calcul on compare donc les écarts en réactivité et le temps de calcul nécessaire par rapport au calcul de référence (Finemesh et théorie du transport). Les résultats sont présentés dans le Tableau 24.

Par ailleurs, tous les calculs cœurs sont effectués à 33 groupes d'énergie.

Méthode d'autoprotection	Schéma de calcul	Temps de calcul (s)	Réactivité	$\Delta\rho$	Δt	$\Delta\rho/\Delta t$
Broadmesh	Diffusion	160	7870	-1005	-396	2.58
Broadmesh	Transport	232	8053	-822	-318	2.58
Finemesh	Diffusion	480	8691	-184	-70	2.63
Finemesh	Transport	550	8875	0	0	

Tableau 24 : Comparaison des différents schémas de calcul ERANOS 2.1 pour un cœur SiC

On constate alors que l'utilisation d'une autoprotection calculée en Broadmesh induit une forte erreur sur la réactivité par rapport au calcul en transport Finemesh (qui est considéré comme référence). Ceci peut notamment s'expliquer par les larges résonances du Silicium qui nécessitent un calcul fin d'autoprotection. Par ailleurs, il est également intéressant de constater que le rapport $\Delta\rho/\Delta t$ qui quantifie la précision obtenue par rapport au temps de calcul requis est à peu près constant. Il n'y a donc pas de rupture qui améliorerait sensiblement la précision sans nécessiter un temps de calcul significativement augmenté.

Par ailleurs, l'utilisation de la théorie du transport n'apporte finalement que peu de gain en précision, car on considère une géométrie homogène très simple. L'intérêt des calculs en transport est bien plus marqué lorsqu'on utilise des géométries hétérogènes plus complexes (avec des barres de commande, ou des géométries encore plus hétérogènes).

Chapitre IV

Neutronique

Par conséquent, on décide dans FARM de considérer le schéma de calcul Finemesh, en diffusion. En effet une incertitude de quelques centaines de pcm est tout à fait acceptable, et sera en tout cas négligeable par rapport aux incertitudes de la modélisation FARM, et le temps de calcul reste également dans ce cas très abordable et significativement réduit par rapport à la référence.

Ensuite, il ne faut pas perdre de vue que dans la méthode des sections macroscopiques les calculs ERANOS servent à deux aspects principaux :

- Déterminer les sections efficaces moyennées à un groupe d'énergie des différents cœurs considérés. Cet aspect là ne nécessite alors qu'un simple calcul de spectre, pour les géométries voulues, et les compositions atomiques représentatives issues du modèle simplifié de composition cœur (voir 4.2.1.1).
- Etablir une interpolation permettant de calculer le volume critique.

Ce deuxième aspect est un peu plus complexe. Tout d'abord, il est nécessaire de calculer des cœurs critiques. Pour cela, on utilise une fonctionnalité de ParisIHM qui recherche la teneur Pu nécessaire pour atteindre une certaine réactivité. Cependant, comme on ne s'intéresse pas à la variation de réactivité au cours de l'irradiation, il est important de décider si l'on souhaite atteindre cette réactivité imposée en début, en milieu ou en fin de vie. Le principe étant que la variation de réactivité au cours du cycle étant très faible (grâce à l'isogénération), si un cœur est critique avec une certaine marge à un instant du cycle, il sera alors critique durant tout le cycle. On décide alors de n'effectuer la recherche de criticité qu'en début de vie.

En effet, cela permet de s'affranchir des problèmes de burn-up (sur quelle durée d'irradiation lancer l'interpolation, puisque l'on étudie des cœurs à différents burn-up ?), et permet également de réaliser l'interpolation du volume critique sur la composition en début de vie, qui est bien plus facile à caractériser qu'une composition en milieu ou fin de vie (pas de produits de fission, ni d'isotopes à décroissance rapide Np239, Am242, etc...). De plus comme les cœurs sont issus de géométries et de fractions volumiques aléatoires, ils ne sont pas forcément isogénérateurs, et peuvent ainsi avoir des pertes de réactivités non-négligeables. Il est alors difficile d'exploiter des résultats de calculs de cœurs tous critiques en milieu d'irradiation, mais potentiellement fortement sur-critiques ou sous-critiques en début de vie. L'information sur la criticité que l'on tirerait d'un tel calcul serait alors fortement dépendante de la composition du combustible, alors que justement l'objectif de la méthode est de séparer la teneur Pu et la criticité.

Ainsi, sur la base d'un plan d'expérience généré par *SMURFER* on lance une centaine de calculs *ERANOS* de sorte qu'ils ajustent leur teneur Pu afin d'être à 3000 pcm en début de vie. Cette réserve de 3000 pcm, est prise comme provision en vue de l'implémentation des barres de contrôle, du passage à des calculs plus fins et une géométrie 3D, ainsi que l'éventuelle perte de réactivité en cours d'irradiation. A partir de ces calculs, on pourra alors interpoler les sections efficaces des différents cœurs, ainsi qu'effectuer une interpolation du volume critique, afin d'obtenir une réactivité de 3000 pcm en début de vie pour les cœurs issus de FARM.

4.2.2 Composition du cœur

La section 4.2.1 a décrit le détail de la modélisation de la géométrie du cœur, des profils de puissance ainsi que des schémas de calcul considérés. Il ne manque désormais

Chapitre IV

Neutronique

plus que la composition atomique du cœur pour disposer d'un modèle neutronique complet. C'est pourquoi on s'attache à décrire ici la composition du cœur et la méthode utilisée pour recalculer le vecteur Pu d'équilibre du cœur (4.2.2.1, 4.2.2.2 et 4.2.2.3) ainsi que le critère d'isogénération qui est utilisé pour fixer la teneur Pu (voir 4.2.2.4). Ce modèle est valable aussi bien pour les cœurs SiC que Vanadium.

En effet, le vecteur Pu à l'équilibre d'un cœur, c'est-à-dire le vecteur Pu stabilisé d'un cœur qui multi-recycle son propre plutonium, dépend des sections efficaces, du niveau de flux moyen dans le cœur, des durées d'irradiation et de re-fabrication du combustible, et donc être fortement dépendant du cœur considéré. C'est pourquoi dans FARM, on s'attache à le recalculer pour chaque cœur, à partir du modèle présenté ci-dessous.

On rappelle que le vecteur Pu, est le vecteur représentatif de l'isotopie du Plutonium en cœur, du Pu238 au Pu242, et en intégrant également l'Am241 (dont la formation par décroissance du Pu241 ne le rend pas dissociable du Pu puisque tous les actinides mineurs sont recyclés).

On se place ici dans un cas de multi-recyclage homogène des actinides mineurs, pour un cœur isogénérateur. C'est-à-dire que tous les actinides mineurs (Np, Pu, Am, Cm) produits par le réacteur sont intégralement réinsérés dans le cœur au cycle suivant de façon homogène dans le combustible. Et comme de plus le cœur est supposé isogénérateur, cela correspond à un cas où les quantités de chaque isotope en début d'irradiation, et en fin de la re-fabrication du combustible (après un cycle d'irradiation une durée de refroidissement et de re-fabrication) sont les mêmes. Il s'agit d'un cycle à l'équilibre ne nécessitant donc que de l'uranium appauvri, et produisant autant de déchets qu'il n'en détruit. Cependant, afin d'être plus général, les équations présentées ci-dessous prennent en compte la possibilité qu'il y ait des apports de matière extérieure (ou des retraits) sur les différents isotopes (possibilité éventuelle d'étudier des réacteurs non-isogénérateurs).

4.2.2.1 Hypothèses du modèle

On fait tout d'abord l'hypothèse que les sections efficaces ne varient pas entre le cycle sur lequel on réalise l'interpolation, et le cycle d'équilibre. Cette hypothèse est justifiée dans la mesure où les calculs sur lesquels se base l'interpolation ont été réalisés avec un vecteur Pu très semblable aux vecteurs Pu d'équilibre que nous sommes susceptibles d'obtenir, puisqu'il s'agit du vecteur Pu d'équilibre du cœur de référence. Le vecteur Pu en question est donné dans le Tableau 25 ainsi qu'en annexe 10.2.

De plus, il a été observé que les sections efficaces variaient très peu entre le cycle de démarrage et le cycle à l'équilibre. Pour différents cœurs, les variations observées entre un cycle en Pu2016 (très éloigné d'un vecteur Pu d'équilibre) et un cycle à l'équilibre étaient de l'ordre de 5% en moyenne sur les sections efficaces. Ainsi, la variation provoquée par un passage du vecteur Pu d'équilibre du cœur de référence au vecteur Pu d'équilibre recherché induit des variations des sections efficaces qui ne dépassent pas quelques pourcents. Cette hypothèse est donc considérée tout à fait acceptable.³⁹

³⁹ Pour information, on fait également l'hypothèse, que la température du combustible est homogène et constante à 990°C. En effet, le calcul des sections efficaces nécessite une température combustible. Il s'agit donc là d'un couplage réel entre la neutronique et la thermo-hydraulique. Toutefois, ce couplage est extrêmement faible. C'est pourquoi, en cohérence avec les études projets, on considère cette modélisation extrêmement simpliste, tout à fait acceptable d'un point de vue neutronique, même si elle ne représente pas du tout la réalité du profil thermique du combustible. Il a d'ailleurs été vérifié pour s'en assurer qu'une variation de 190°C sur la température combustible (plage de variation couvrant toute la gamme de température combustible susceptible

Chapitre IV Neutronique

Pu238	1.9%
Pu239	56.7%
Pu240	33.2%
Pu241	3.1%
Pu242	2.3%
Am241	2.8%

Tableau 25 : Vecteur Pu d'équilibre du cœur de référence utilisé dans les calculs ERANOS

La Figure 117, représente une chaîne de filiation qui détaille tous les mécanismes de formation de Plutonium dans un réacteur nucléaire. (Les durées affichées à côté de chaque décroissance sont les périodes de demi-vie). A partir de l'U238 nourricier, les captures neutroniques forment de l'U239 qui par décroissances bêta successives, donne le Pu239. Les captures successives du Pu239 et de ses isotopes fils, conduisent à la formation de Pu240, Pu241 et Pu242. La décroissance β^- du Pu241 produit quant à elle de l'Am241. Les captures sur l'Am241, conduisent alors à l'Am242 (stable et métastable), qui décroît soit en Pu242, soit en Cm242, ou reste sous sa forme métastable. Une autre voie significative de formation du Cm, provient des captures du Pu242, qui en passant par l'Am243 conduit à la production de Cm244. Mais, si on ne décrit ici que les chaînes principales, et les isotopes les plus présents, la Figure 117 est elle beaucoup plus complète et détaille l'ensemble des réactions pouvant avoir lieu dans un RNR sur les noyaux lourds.

Par rapport au schéma complet, dans FARM on a cherché à simplifier les chaînes d'évolution pour ne conserver que les effets les plus importants. La chaîne d'isotope considérée dans FARM est présentée sur la Figure 118.

Tout d'abord, tous les éléments dont les périodes de décroissance sont inférieures à l'année sont considérés comme se désintégrant de façon instantanée. En effet, étant donné les niveaux de flux envisagés dans les réacteurs de génération IV, tant que la période ne dépasse pas l'année, la désintégration a lieu si rapidement que les captures neutroniques influent relativement peu sur le bilan matière. De l'autre côté les noyaux dont les périodes de décroissance sont de l'ordre de la centaine d'années sont considérés comme stables, car vis-à-vis de l'échelle de temps pour un cycle en réacteur l'impact sur le bilan matière de leur décroissance est négligeable. On détaille par contre les cinétiques de décroissance des isotopes dont la demi-vie est comprise entre 1 et 100 ans.

Cette première hypothèse va permettre d'éliminer du schéma complet l'U236, l'U237, l'U239, le Np239, le Np238, le Pu243, le Cm242 et l'Am242 stable et métastable. Ce dernier (le métastable) dont la demi-vie est de 141 ans ne sera donc pas considéré dans FARM. Les 15% des captures de l'Am241 qui lui sont associées sont immobilisés sous forme d'Am242 métastable et ne rentrent plus dans le cycle. On suppose alors que 14% ($85\% \times 16\%$) des

d'être étudiée dans les cœurs FARM) induisait des variations de sections efficaces moyennées à 1 groupe de 0.2% en moyenne, et au maximum de 0.5%, ce qui est dans le cadre de FARM considéré comme négligeable.

Chapitre IV Neutronique

captures de l'Am241 donnent du Pu242, et 71 % ($85\% \times 84\%$) du Pu 238 (le 60% indiqué en rouge est expliqué au 4.2.2.2). Cette hypothèse conduit également à négliger la formation d'Am243 par capture de l'Am242, et la formation de Cm243.

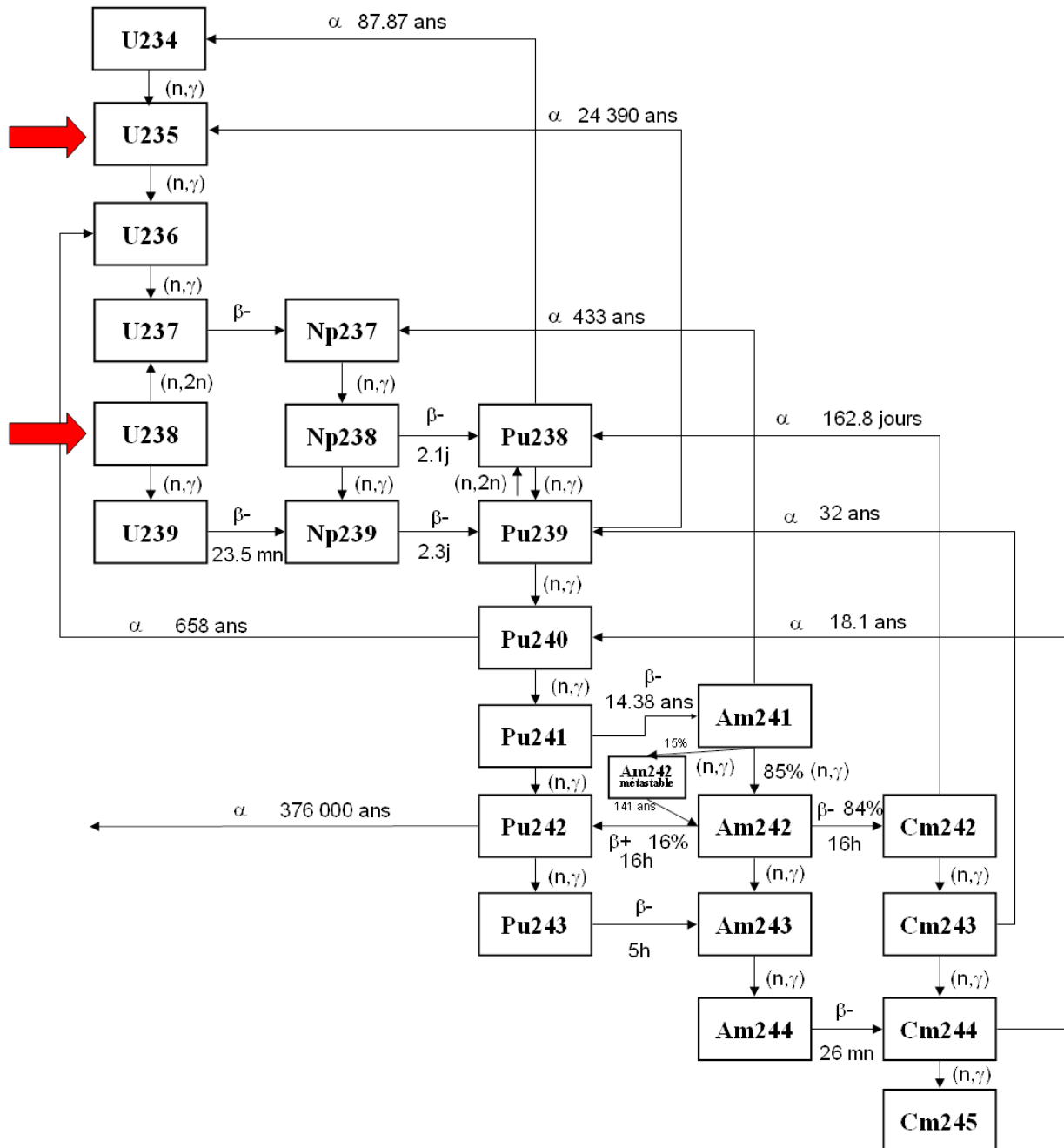


Figure 117 : Schéma d'évolution des atomes lourds dans un RNR

Le Pu238 ayant une période de décroissance α de 87.9 ans, on néglige également sa décroissance. En effet, il est en limite du critère énoncé ci-dessus, mais surtout étant donné la très faible quantité contenue en cœur (25 fois moins que le Pu239) on néglige cet effet. On néglige de plus la formation de Pu238 par réaction (n,2n) sur le Pu239 étant donné la

Chapitre IV Neutronique

très faible section efficace de celle-ci (de l'ordre de 10^{-4} barn), ainsi que la formation de Pu 239 par capture sur le Pu238 (ce mécanisme de formation du Pu239 est largement négligeable devant la capture sur l'U238).

On fait également l'hypothèse supplémentaire que la formation de Pu240 par décroissance du Cm244 est négligeable. Etant donné les quantités de Cm244 en jeu (typiquement de l'ordre de 50 Kg, contre 4 tonnes de Pu240), on peut considérer que cet effet est sans impact sur la teneur en Pu240. On s'affranchit alors de modéliser l'Am243 et le Cm244 formées par capture du Pu242.

La prise en compte de ces hypothèses conduit alors au schéma d'évolution présenté sur la Figure 118. Ces hypothèses permettent alors que le système ne présente aucune boucle, et qu'il soit donc soluble analytiquement, sans recours à des itérations successives.

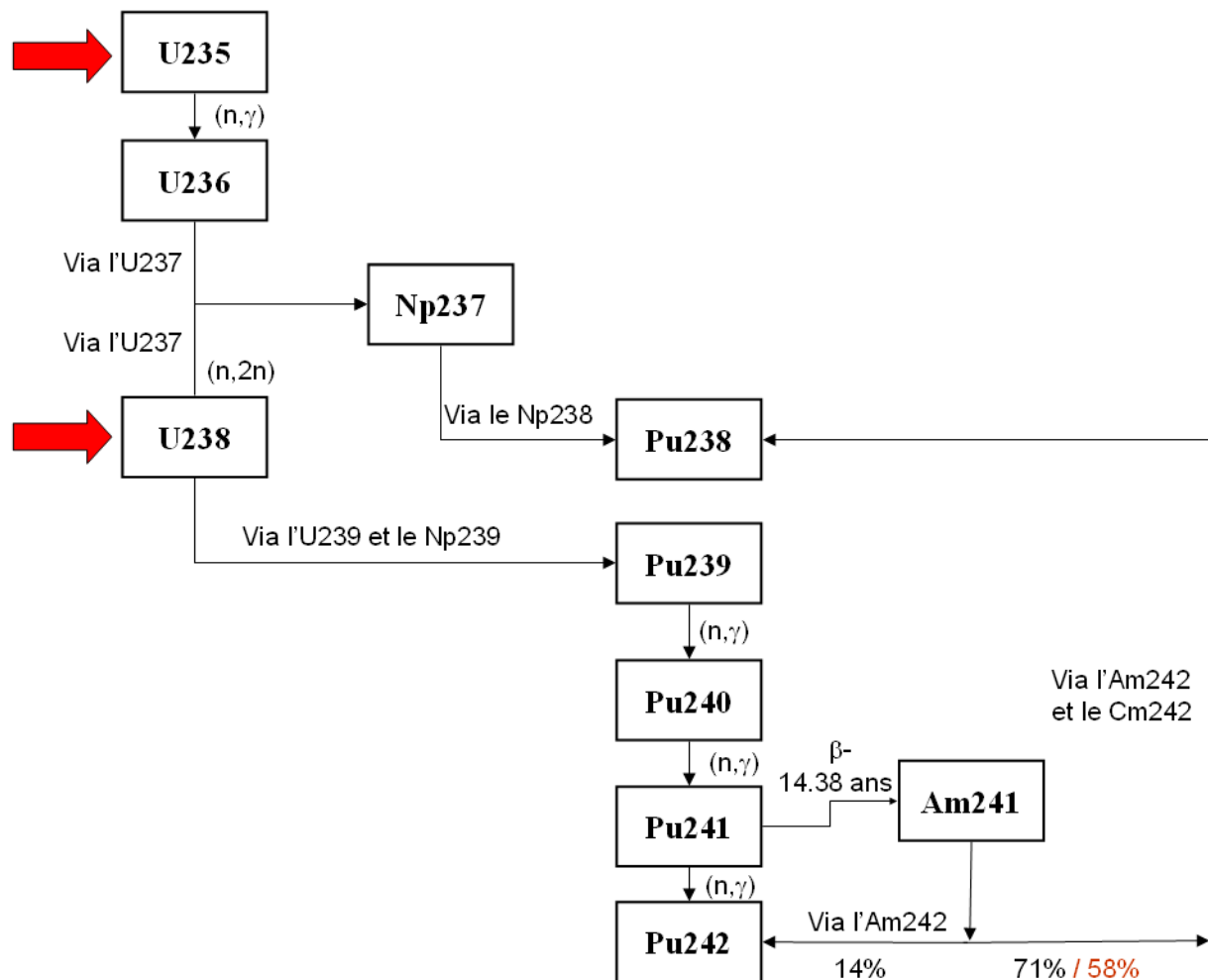


Figure 118 : Schéma d'évolution des atomes lourds considéré dans FARM

Une autre hypothèse importante provient du fait que les concepts de cœur GFR sont des cœurs zonés, avec deux zones d'enrichissement, et que FARM ne considère que des cœurs homogènes. En effet, chaque zone ayant un enrichissement, des sections efficaces et des niveaux de flux différents, l'évolution des compositions dans chaque zone n'est pas rigoureusement la même. Cependant, les sections efficaces varient relativement peu d'une zone à l'autre (5% en moyenne, et 6.5% maximum). Les sections efficaces considérées sont

Chapitre IV Neutronique

donc une moyenne des sections de chaque zone. De plus, il a été vérifié sur le cas précis du rapport entre la teneur en Pu239 et Pu240 du cœur « Mélanie »⁴⁰, en réalisant des bilans matière prenant en compte de façon détaillée les sections efficaces, les niveaux de flux et enrichissements de chaque zone (sans toutefois prendre en compte les effets cinétiques), que le zonage avait un impact négligeable, de l'ordre de 1%. On considère donc ici un vecteur Pu moyen cœur, un niveau de flux moyen cœur, ainsi que des sections efficaces moyennes cœur.

La dernière hypothèse de ce modèle consiste à supposer que le niveau de flux est constant au cours de l'irradiation. En effet, au cours de l'irradiation, la composition du cœur change (formation de Pu241, *transmutation* de l'Am241, consommation d'U238 etc...), et donc, afin de maintenir une puissance constante, le niveau de flux évolue lui aussi forcément afin de conserver un nombre de fission constant (plus exactement une énergie produite par l'ensemble des fissions constante). Cependant, il a été vérifié que la variation du niveau de flux moyen au cours d'une irradiation est une diminution de l'ordre de 1%. Cet effet est donc bien négligeable.

4.2.2.2 Modèle

Sous ces hypothèses on peut donc écrire les équations de Bateman pour chaque isotope en partant de l'U238.

$$\frac{dN_{U238}}{dt} = -\phi\sigma_{U238}^a N_{U238}(t)$$

D'où, en considérant un rechargement en U238 à chaque cycle :

$$N_{U238}(t) = N_{U238}(0)e^{-\phi\sigma_{U238}^a t}$$

$$\frac{dN_{Pu239}}{dt} = -\phi\sigma_{Pu239}^a N_{Pu239}(t) + \phi\sigma_{U238}^c N_{U238}(t)$$

On en déduit donc qu'en cœur :

$$N_{Pu239}(t) = N_{Pu239}(0)e^{-\phi\sigma_{Pu239}^a t} + N_{U238}(0) \frac{\sigma_{U238}^c}{\sigma_{U238}^a - \sigma_{Pu239}^a} \left(e^{-\phi\sigma_{Pu239}^a t} - e^{-\phi\sigma_{U238}^a t} \right)$$

Une factorisation fait alors apparaître le facteur $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$, lequel très lié à l'enrichissement servira pour le critère d'isogénération (voir 4.2.2.4). Le Pu239 étant considéré comme stable (période de 24 000 ans), on peut donc à l'aide d'une quantité initiale arbitraire d'U238 et de ce facteur déterminer la quantité moyenne de Pu239 à tout moment de l'irradiation.

⁴⁰ Cœur utilisé au cours du développement qui n'a pas été retenu dans la version finale de FARM.

Chapitre IV Neutronique

Ces équations font intervenir le niveau de flux moyenné à 1 groupe d'énergie, et moyenné spatialement dans le réacteur. Ce niveau de flux moyen se recalcule pour chaque cœur de la façon suivante :

$$\phi = \frac{P_{th}}{\Sigma_f V E_{fiss} C_{J/MeV}}$$

Où Φ est le flux neutronique en n/s/m², P_{th} est la puissance thermique du cœur en W, Σ_f la section macroscopique de fission /m, V le volume du cœur en m³, $C_{J/MeV}$, le facteur de conversion du MeV en J, égal à $1.6022 \cdot 10^{-13}$ J/MeV, et E_{fiss} l'énergie moyenne produite par fission, prise constante à 200 MeV.

A titre d'exemple, on détaillera encore ici les équations du Pu240.

$$\frac{dN_{Pu240}}{dt} = -\phi \sigma_{Pu240}^a N_{Pu240}(t) + \phi \sigma_{Pu239}^c N_{Pu239}(t)$$

$$N_{Pu240}(t) = A_1 e^{-\phi \sigma_{U238}^a t} + A_2 e^{-\phi \sigma_{Pu239}^a t} + A_3 e^{-\phi \sigma_{Pu240}^a t}$$

Où :

$$A_1 = N_{U238}(0) \frac{\sigma_{Pu239}^c \sigma_{U238}^c}{(\sigma_{U238}^a - \sigma_{Pu239}^a)(\sigma_{U238}^a - \sigma_{Pu240}^a)}$$

$$A_2 = -\frac{N_{U238}(0) \sigma_{Pu239}^c}{\sigma_{Pu239}^a - \sigma_{Pu240}^a} \left(\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)} + \frac{\sigma_{U238}^c}{\sigma_{U238}^a - \sigma_{Pu239}^a} \right)$$

$$A_3 = N_{Pu240}(0) - A_1 - A_2$$

On recherche alors la quantité initiale de Pu240 $N_{Pu240}(0)$, nécessaire pour que le vecteur Pu soit à l'équilibre, pour un cœur isogénérateur. Le Pu240 étant considéré comme stable (demi-vie de 6564 ans), il ne décroît pas durant la période de re-fabrication du combustible, ce critère peut alors simplement s'écrire pour une durée d'irradiation T_{irr} :

$$N_{Pu240}(T_{irr}) = N_{Pu240}(0)$$

Dans le cas où il y aurait un apport de matière, on aurait alors :

$$N_{Pu240}(0) = N_{Pu240}(T_{irr}) + a_{Pu240} N_{Pu240}(0)$$

Où a_{Pu240} , est la fraction de Pu240 ajoutée à la fin du cycle par rapport à la quantité de Pu240 initiale pour redémarrer avec la même quantité.

Chapitre IV Neutronique

On peut en déduire:

$$N_{Pu240}(0) = \frac{A_1 e^{-\phi \sigma_{U238}^a T_{irr}} + A_2 e^{-\phi \sigma_{Pu239}^a T_{irr}} - (A_1 + A_2) e^{-\phi \sigma_{Pu240}^a T_{irr}}}{1 - e^{-\phi \sigma_{Pu240}^a T_{irr}} - a_{Pu240}}$$

Ainsi, pour le cas qui nous intéresse, on considère l'apport en Pu240 à chaque rechargement nul ($a_{Pu240} = 0$), et l'on obtient ainsi la quantité de Pu240 tout au long du cycle, à l'équilibre pour un cœur isogénérateur.

Pour chaque isotope on résout de façon exacte les équations, et de la même façon on déduit l'expression de la teneur d'un isotope au cours du temps, et la quantité initiale induite par l'isogénération à l'équilibre. Au fur et à mesure que l'on progresse dans la chaîne, pour chaque isotope se rajoute ainsi une nouvelle exponentielle. Par exemple la teneur en Pu242, qui est le 6^{ème} isotope considéré à partir de l'U238 s'exprime donc comme une somme de 6 exponentielles.

Le cas du Pu238 est quand à lui un peu plus complexe, car il fait intervenir trois chaînes différentes, la capture de l'Am241 (via l'Am242 et le Cm242), les captures sur l'U235 (via l'U236, l'U237, le Np237 et le Np238), et la réaction de (n,2n) sur l'U238 (via l'U237, le Np237 et le Np238). D'ordinaire les réactions de type (n,2n), qui consistent à retirer un neutron du noyau suite à une collision avec un neutron (le noyau reçoit donc un neutron, pour en réémettre 2) sont négligeables dans un réacteur. Mais l'U238 étant extrêmement présent dans le cœur (de l'ordre de 10^{28} at/m³, 10 fois plus présent que tous les autres isotopes lourds), cette réaction devient non-négligeable dans le bilan de matière global. Au final, dans un réacteur chargé à Uranium naturel, la chaîne de formation de Pu238 par capture sur l'U235 est pratiquement négligeable. La réaction de (n,2n) sur l'U238 est quant à elle bien plus importante et intervient sur 20 à 30% de la formation du Pu238, mais le mécanisme de formation principal du Pu238 est la capture de l'Am241 en passant par le Cm242. Dans FARM, on calcule donc tout d'abord les quantités d'U236, et de Np237, avant de pouvoir calculer finalement les quantités de Pu238. La solution est alors une somme de 9 exponentielles.

Cependant, lors des premiers recalages il est apparu que cette méthode surestimait systématiquement la quantité de Pu238 de 5 à 20%. Cet écart peut s'expliquer par deux des hypothèses présentées ci-dessous qui sont en limite de validité :

- Le fait de considérer que le Cm242 décroît de façon instantanée, alors que sa demi-vie est de 162.8 jours. En effet, on est alors très proche du critère énoncé ci-dessus d'une demi-vie supérieure à un an. Il y a donc une certaine quantité de Cm242 qui va avoir le temps de capturer un neutron pour former du Cm243 (de l'ordre de 5 à 10% de la quantité de Cm242). Cet effet tend à diminuer la quantité de Pu238 formée et ne peut donc pas expliquer la surestimation. Cependant, il contribue à l'incertitude sur la teneur en Pu238.
- Le fait de négliger la décroissance du Pu238, dont la demi-vie est seulement de 87.9 ans. On peut estimer que cela conduit tout de même à désintégrer 7% de la quantité de Pu238 sur la durée totale d'un cycle de 10 ans.

Afin de corriger cet effet, on décide donc d'appliquer un facteur de -18% sur la chaîne de formation principale du Pu238, ce qui fait que le facteur d'embranchement théorique qui

Chapitre IV

Neutronique

conduit à ce que 71% des captures de l'Am241 donnent du Pu242 est alors fixé à 58% (en rouge sur la Figure 118). Cette valeur de 58% a en fait été calibrée sur des calculs ERANOS pour estimer de façon satisfaisante la quantité de Pu238 sur des durées d'irradiation de l'ordre de 10 ans.

Cependant, l'objectif de cette recherche est d'obtenir un unique vecteur Pu pour étudier le cycle d'équilibre, qui puisse être considéré pour le dimensionnement du cœur. Hors, comme on peut le voir, les concentrations de certains isotopes (notamment le Pu241 et l'Am241) peuvent beaucoup varier au cours du cycle (de l'ordre de 30 à 40%). De plus ces cinétiques sont assez complexes (sommes de 5-6 exponentielles). Il est donc nécessaire de définir clairement le vecteur Pu « représentatif » à l'équilibre dont il est question indépendamment des différentes cinétiques.

On décide alors de considérer le vecteur Pu en début de vie. En effet, comme les interpolations du volume critique ont été réalisées sur des sections macroscopiques calculées en début de vie, il est nécessaire de considérer le vecteur Pu à cet instant là. Il faut cependant bien garder à l'esprit que ce vecteur Pu est fortement dégradé par rapport au vecteur Pu « moyen » au cours de l'irradiation, car moins chargé en Pu241, et avec au contraire une forte teneur en Am241.

La Figure 119 (page 227) trace des profils schématiques représentant les évolutions du Pu239, du Pu241 ainsi que de l'Am241 au cours d'une irradiation.

4.2.2.3 Validation

Ce modèle a été validé à l'aide de calculs ERANOS simulant un multi-recyclage du combustible dans 6 configurations différentes. Le détail de cette validation est présenté en annexe 10.7 « Validation du modèle de vecteur Pu à l'équilibre ». Elle permet de conclure que ce modèle permet de retrouver les vecteurs Pu à l'équilibre des différents cœurs avec des précisions de l'ordre de 2 à 3% (en relatif) sur les différents isotopes, à l'exception du Pu238. Ce dernier présente en effet dans certains cas des écarts plus importants (jusqu'à 10%), mais qui ne sont pas problématiques étant données les faibles quantités en jeu.

4.2.2.4 Critère d'isogénération

Une fois le vecteur Pu d'équilibre calculé, une autre des étapes clefs de la méthode de conception neutronique de FARM est la mise au point d'un critère d'isogénération. Toutefois, avant de définir un critère d'isogénération, il est nécessaire de bien définir ce que l'on nomme isogénération.

Tout d'abord, la définition du gain de régénération d'un isotope donné est assez simple. Il s'agit de la variation de quantité de l'élément par rapport à la quantité initiale durant une période donnée. C'est à dire un simple bilan entre la quantité produite et la quantité consommée.

$$GR_A(t) = \frac{n_A(t) - n_A(0)}{n_A(0)}$$

Gain de régénération de l'isotope A. $n_A(t)$ est la quantité de matière de A à l'instant t.

Seulement cette définition dépend de la durée sur laquelle on étudie l'isotope, et nécessite donc que l'on définisse clairement cette durée. Par ailleurs, les évolutions des quantités de matières des différents isotopes ne sont pas les mêmes suivant s'ils sont en

Chapitre IV Neutronique

cours d'irradiation, ou de retraitement. Par exemple, le Pu241 est fortement sur-généré durant l'irradiation, pour ensuite décroître durant le refroidissement et la re-fabrication du combustible (voir Figure 119) avant de se régénérer à l'irradiation suivante. La situation est exactement inverse pour ce qui concerne l'Am241. Ainsi, un cœur qui serait isogénérateur sur un isotope durant l'irradiation ne le serait pas forcément sur l'ensemble du cycle.

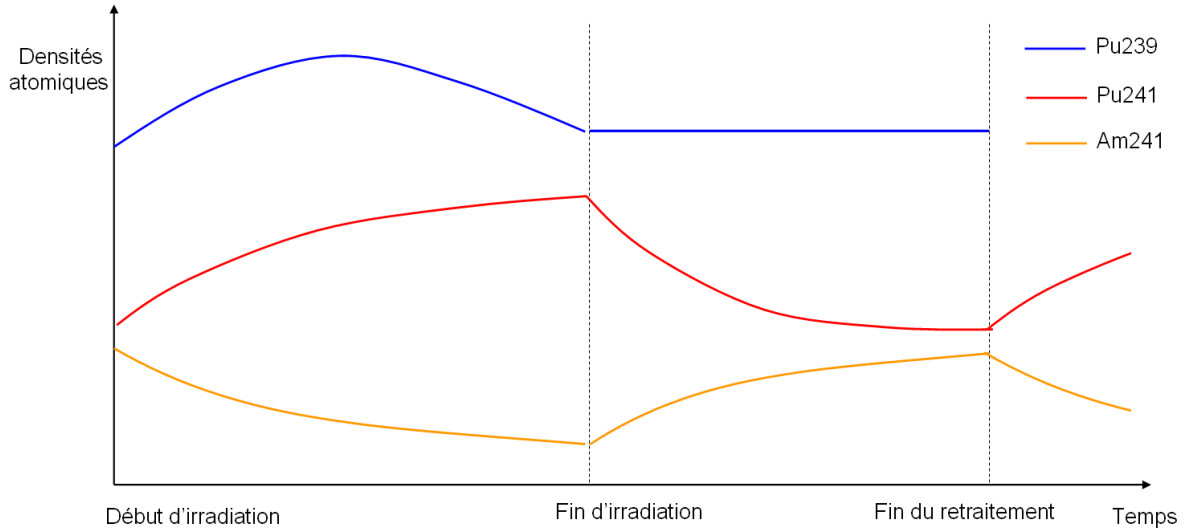


Figure 119 : Représentation schématique des teneurs isotopiques au cours d'un cycle

On précise alors que dans FARM, on considère le cycle, et non la période d'irradiation pour définir l'isogénération. Les cœurs recherchés sont des cœurs isogénérateurs sur l'ensemble du cycle (en négligeant les pertes au retraitement).

Cependant, cette définition ne porte toujours que sur un isotope. Afin de prendre en compte tous les isotopes présents dans un cœur et estimer le gain de régénération global sur un cœur, on définit ce que l'on appelle la quantité de Pu239 équivalent, que l'on note P . Afin de comparer les différents isotopes, on les pondère par des coefficients d'équivalence w_A (définis ci-dessous), représentant leur pouvoir fissile par rapport à ceux du Pu239 et de l'U238. Le pouvoir fissile du Pu239 est alors de 1, et celui de l'U238 de 0.

$$P = \sum_A w_A n_A$$

$$\sigma_A^+ = \nu \sigma_A^f - \sigma_A^a \quad w_A = \frac{\sigma_A^+ - \sigma_{U-238}^+}{\sigma_{Pu-239}^+ - \sigma_{U-238}^+}$$

n_A est la quantité de matière de A

On peut alors définir le gain de régénération d'un cœur, comme la variation de la quantité de Pu239 équivalent.

L'isogénération telle qu'on la considère dans FARM est alors bien définie.

Seulement cette définition nécessite d'effectuer un bilan de matière sur chaque isotope sur tout le cycle, et ne peut donc être utilisée qu'a posteriori pour vérifier

Chapitre IV Neutronique

l'isogénération ou non ; ce qui n'est pas l'objectif de FARM, où l'on cherche à prédire la teneur Pu qui permettra l'isogénération.

On se place alors au cycle d'équilibre, sans aucun apport ni perte de matière; C'est-à-dire un cycle où la composition du vecteur Pu ne varie plus d'un cycle à l'autre. Dans ce cas, la quantité d'un isotope du Pu (mais aussi des autres isotopes) est toujours la même à chaque début d'irradiation. Ainsi si un isotope est isogénérateur, comme l'on est à l'équilibre et que le vecteur Pu ne peut pas varier, tous les autres isotopes du vecteur Pu sont également isogénérateurs. Ce raisonnement peut également s'étendre à tous les isotopes en cœurs (notamment l'U236 et le Np237 dans le cas de FARM voir Figure 118) ; pour des quantités ajoutées d'U238 et d'U235 constantes, si aucune matière n'est enlevée ou ajoutée pour les autres isotopes, cela implique forcément que si un isotope est isogénérateur à l'équilibre, tous les autres le seront aussi.

Ainsi, dans ce cas, montrer qu'un isotope est isogénérateur suffit pour montrer que l'ensemble du cœur l'est. Par conséquent, le critère d'isogénération que l'on va considérer dans cette étude est le critère le plus simple, à savoir l'isogénération du Pu239.

Le Pu239 étant considéré stable dans notre étude (demi-vie de 24000 ans), il suffit donc que les quantités de Pu239 en début d'irradiation, et en fin d'irradiation soit les mêmes pour que le cœur soit isogénérateur.

$$N_{Pu239}(T_{irr}) = N_{Pu239}(0)$$

On résout alors l'équation à partir des expressions des densités atomiques de l'U238 et du Pu239 (voir 4.2.2.2), et l'on obtient ainsi un critère d'isogénération portant sur le ratio entre la teneur en début de vie de l'U238 et du Pu239 :

$$\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)} = \frac{\sigma_{U238}^c}{\sigma_{U238}^a - \sigma_{Pu239}^a} \frac{e^{-\phi\sigma_{Pu239}^a T_{irr}} - e^{-\phi\sigma_{U238}^a T_{irr}}}{1 - e^{-\phi\sigma_{Pu239}^a T_{irr}}}$$

Le vecteur Pu d'équilibre étant également calculé, ce critère revient à fixer la teneur Pu (comme expliqué au 4.1.1).

Dans FARM les densités atomiques sont donc toujours calculées à partir de ce critère, et de la méthode de calcul du vecteur Pu présentée précédemment. Cette approche permet alors de n'étudier que des cœurs isogénérateurs à l'équilibre.

Afin de valider ce critère, l'idéal serait de pouvoir vérifier que ratio $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ prédit par le modèle est le même que celui trouvé par ERANOS sur un cœur parfaitement isogénérateur à l'équilibre. Cependant, on ne dispose pas de cœurs strictement isogénérateurs issus d'ERANOS, chaque cœur étudié étant légèrement sous-générateur ou surgénérateur. Cependant, il est possible de vérifier que plus un cœur se rapproche de l'isogénération à l'équilibre, plus le ratio $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ issu du calcul ERANOS, se rapproche de celui prédit par le critère. On a alors tracé ci-dessous (voir Figure 120) l'écart entre les

Chapitre IV Neutronique

teneurs de $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ issues du critère d'isogénération et les teneurs réelles pour les cœurs étudiés, en fonction du gain de régénération global à l'équilibre de chaque cœur.

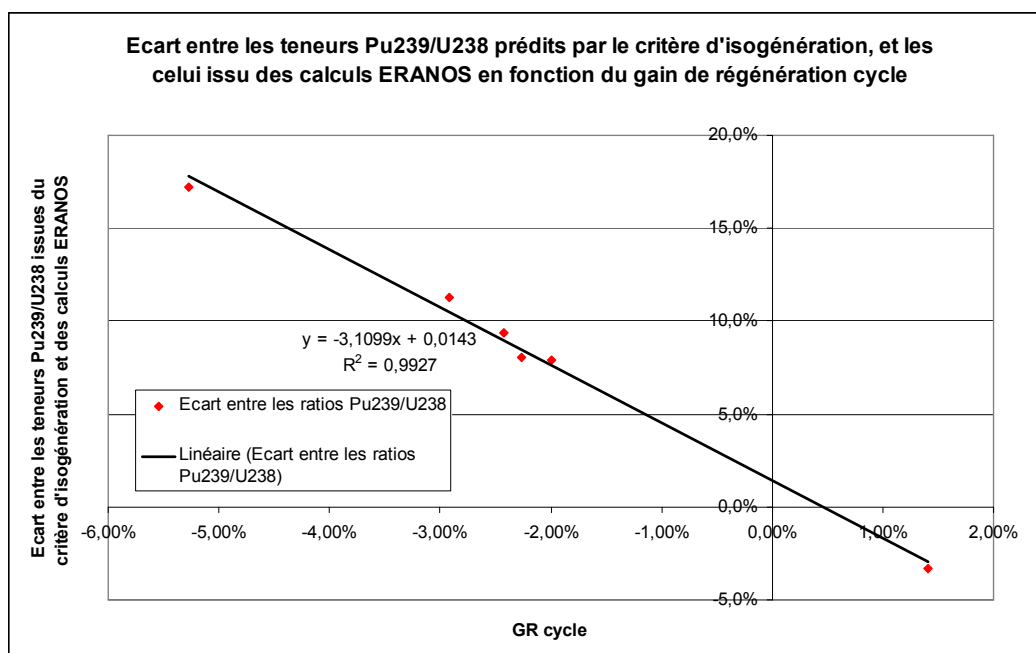


Figure 120 : Validation du critère d'isogénération

On constate que les points s'alignent sur une droite (coefficient de corrélation de 99%), mais surtout que cette droite passe presque, à 1.4% près, par l'origine. On peut donc en déduire que le critère d'isogénération énoncé ci-dessus, permet de prédire le ratio $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ permettant l'isogénération à 1.5% près, ce qui est tout à fait acceptable pour la précision requise par FARM.

On décide néanmoins de recalculer ce critère d'isogénération, afin qu'il corresponde exactement à l'origine de la droite. Pour ce faire, dans FARM, le rapport $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ considéré est systématiquement corrigé par un facteur 1.014 par rapport à celui déduit par le critère seul.

$$\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}_{FARM} = 1.014 \times \frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}_{critère}$$

On dispose alors d'un moyen fiable pour calculer la teneur Pu isogénératrice d'un cœur.

4.3 Application et validation

Le sous-chapitre 4.1 décrivait tout d'abord les grands principes de l'approche neutronique de FARM. Dans le sous-chapitre 4.2 il a ensuite été présenté le détail du modèle neutronique de cœur, dans le cas d'une application au GFR Carbone. Dans ce sous-

Chapitre IV Neutronique

chapitre, on unifie alors les deux précédents, en présentant pas à pas, dans les deux cas d'application du GFR à aiguilles gainées soit en SiC soit en Vanadium, toute la construction d'un modèle de neutronique permettant de calculer le volume critique isogénérateur à l'équilibre. C'est pourquoi on détaille dans chaque cas la mise en place et les qualités de toutes les interpolations nécessaires dans un premier temps (4.3.1), avant de présenter la validation finale du modèle neutronique (4.3.2).

4.3.1 Interpolations

Toutes les interpolations présentées ci-dessous ont été réalisées à l'aide de l'outil *SMURFER*, et en suivant la démarche classique de la construction de méta-modèles. Cette dernière est brièvement présentée au 1.4.

4.3.1.1 Plans d'expériences

La première étape de la construction de ces modèles est la définition des plans d'expériences.

Dans le cas SiC, on étudie 189 configurations de cœur, en faisant varier les 5 paramètres présentés au 4.2.1.1.

	Minimum	Maximum	Valeur du cœur de référence mars-2009
Volume du cœur (m^3)	12	50	24
Rapport H/D	0.19	0.5	0.39
Fraction de combustible z_{comb}	20%	38%	27.9%
Fraction de caloporteur dans le réseau z_{He}	30%	52%	43%
Rapport hauteur fissile sur hauteur des vases d'expansion $R_{Hfiss/Hexp}$	0.5	2	1.2

Tableau 26 : Espace de calcul ERANOS pour le cas SiC

Le domaine de volume de cœur considéré s'étend de $12 m^3$ à $50 m^3$ (soit des puissances volumiques moyennes cœur variant de $50 MW/m^3$ à $200 MW/m^3$). Le paramètre H/D est borné à 0.19 en valeur minimum car pour des raisons neutroniques, un cœur ne serait alors plus pilotable si le H/D se trouvait inférieur à 0.2. Une légère marge a alors été considérée pour assurer une bonne qualité d'interpolation même aux environs de 0.2. Les paramètres de composition du cœur z_{He} et z_{comb} permettent également de couvrir une très large gamme de cœurs et de spectres. Pour finir, le rapport $R_{Hfiss/Hexp}$ couvre quand à lui un assez large domaine de hauteur de vases d'expansion.

Le plan d'expérience est ensuite généré à l'aide de *SMURFER* et est présenté en Figure 121.

Chapitre IV Neutronique

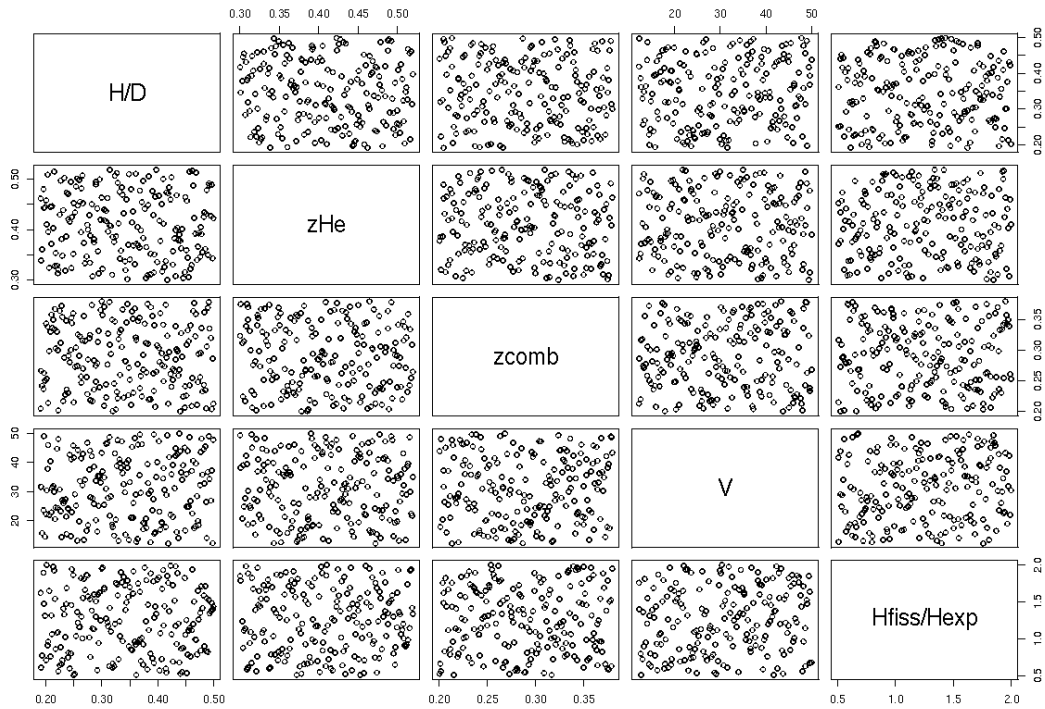


Figure 121 : Plan d'expérience des calculs ERANOS pour le cas SiC

Puis, un script python modifie un jeu de données ParisIHM/ERANOS de référence, afin de l'adapter à chaque configuration et lance automatiquement le calcul d'optimisation.

Dans le cas Vanadium, on étudie 220 configurations de cœur, en faisant varier les 7 paramètres présentés au 4.2.1.1. (les valeurs des bornes modifiées par rapport au cas SiC sont signalées en rouge.)

	Minimum	Maximum	Valeur du cœur de référence mars-2009
Volume du cœur (m^3)	12	40	24
Rapport H/D	0.19	0.5	0.39
Fraction de combustible z_{comb}	19%	33%	27.9%
Fraction de gaine z_{gaine}	12%	28%	21.4%
Fraction de TH z_{TH}	5%	15%	8%
Fraction de gap z_{gap}	0%	5%	2.4%
Rapport hauteur fissile sur hauteur des vases d'expansion $R_{Hfiss/Hexp}$	0.5	5	1.2

Tableau 27 : Espace de calcul ERANOS pour le cas Vanadium

Chapitre IV Neutronique

Par rapport au domaine d'étude des cœurs SiC, on a tout d'abord réduit le volume du cœur maximum, car le retour d'expérience des cœurs SiC a montré qu'aucun cœur retenu par les optimisations ne présentait des volumes aussi importants. 40 m³ représentent tout de même un cœur dont la puissance volumique moyenne n'est que de 60 MW/m³.

Les gammes de fractions combustibles étudiées sont plus faibles que dans le cas SiC, car comme cela sera détaillé au 6.3, les bonnes propriétés neutroniques du vanadium par rapport au SiC impliquent que les fractions volumiques de combustible des cœurs vanadium soient plus faibles. De plus, le fait de considérer désormais 4 paramètres pour modéliser les fractions volumiques du cœur, impose de réduire un peu les plages de variation de chaque variable. En effet, plus le nombre de paramètres est important, plus la probabilité pour que, dans le plan d'expérience qui sert de base à l'interpolation, un cœur se retrouve avec des fractions volumiques extrêmes totalement irréalistes est importante. Par exemple, un cœur qui aurait les 4 fractions volumiques au maximum ne contiendrait alors que 19% de caloporteur, ce qui est totalement irréaliste. L'autre extrême (fractions volumiques minimum dans chaque cas) conduirait à 64% d'hélium, ce qui est également sans intérêt. Avec une distribution uniforme de chaque paramètre dans le plan d'expérience, un grand nombre de paramètres, associé à une grande plage de variation pour chacun de ces paramètres, conduit alors au fait qu'une grande partie des cœurs représentent des configurations totalement irréalistes. C'est pourquoi on cherche à limiter les plages de variations de ces paramètres aux domaines qui sont juste nécessaires.

La fraction de *TH* (*TH* au sens large puisqu'on rappelle que cette fraction volumique inclus le jeu inter-assemblage) varie de 5 à 15%. Cela permet de couvrir le cas des *TH* massif SiC et des *TH* mixtes (plus épais). Les fractions de gaine et de gap, couvrent une large gamme. Le domaine de variation du rapport hauteur fissile sur hauteur des vases d'expansion a été augmenté. Tout d'abord car le retour d'expérience SiC a montré qu'on pouvait potentiellement monter à des valeurs supérieures à 2 (borne maximum dans le cas SiC), et que dans le cas des cœurs vanadium, le fait qu'il n'y ait qu'un vase d'expansion inférieur (ce qui est très favorable) rend possible le fait d'avoir des vases d'expansion de taille très réduite.

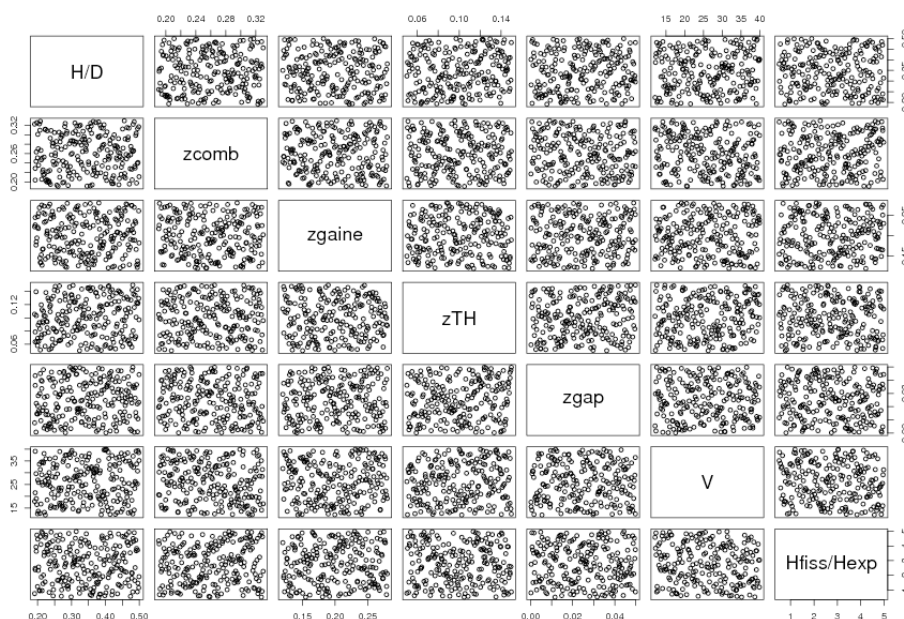


Figure 122 : Plan d'expérience des calculs ERANOS pour le cas Vanadium

Chapitre IV Neutronique

4.3.1.2 Sections efficaces

Une fois ces 189 ou 220 calculs effectués (temps de calcul de l'ordre de plusieurs jours sur le serveur mezel), la première étape de la méthode des sections efficaces macroscopiques est d'interpoler les sections efficaces microscopiques à un groupe de chaque élément. La liste de tous les isotopes fissiles et non fissiles dont on interpole les sections efficaces (capture, transport, ainsi que fission et production neutronique si fissile) est présentées ci-dessous :

Isotopes fissiles : Pu238, Pu239, Pu240, Pu241, Pu242, Np237, Np238, Np239, U232, U233, U234, U235, U236, U238, Am241, Am242m, Am243, Cm242, Cm243, Cm244, Cm245, Cm246, Cm247, Cm248, Th232, Pa231, Pa233

Isotopes non-fissiles : He, C0, Si28, Si29, Si30, W182, W183, W184, W186, Re185, Re187, Ti46, Ti47, Ti48, Ti49, Ti50, Cr50, Cr52, Cr53, Cr54, Rh103, V0

Certains d'entre eux ne sont en définitive pas utilisés par la suite (Pa231 par exemple). Mais la procédure ayant été automatisée, on a préféré interpoler un maximum d'isotopes au cas où l'on devrait les utiliser par la suite. Cela représente au total 152 interpolations. Là aussi, des scripts python (un pour la mise en forme des données, un pour les interpolations) permettent de réaliser automatiquement tous les calculs. Ces derniers sont réalisés sur rothko (serveur informatique du DEN/DER/SESI du CEA de Cadarache).

On considère le Rh103, car c'est une impureté fréquente de l'ordre de 0.1% massique dans les alliages de Vanadium (prise en compte dans FARM). Les notations C0 et V0, correspondent à des éléments de carbone et de vanadium, qui représentent le carbone naturel (C12 et C13) et le vanadium naturel (V50 et V51), avec une seule section efficace.

Le spectre neutronique, et par conséquent les sections efficaces à un groupe, varient extrêmement peu au cours de l'irradiation. Les variations observées sur les sections efficaces sont alors en moyenne de l'ordre de 1%, et ne dépassent 2% que pour quelques sections efficaces de capture. On peut alors considérer aussi bien les sections efficaces en début d'irradiation, qu'en fin d'irradiation. On décide ici d'interpoler les sections efficaces en fin d'irradiation, correspondant à un burn-up de 10 at%.

On interpole alors chaque section efficace en fonction de la géométrie du cœur (V , H/D , R_{Hfiss}/H_{exp}), ainsi que des paramètres de composition représentative (Z_{He} et Z_{comb} pour le SiC, Z_{gain} , Z_{comb} , Z_{TH} et Z_{gap} pour le vanadium) à l'aide de polynômes, de degré 2 (soit 21 coefficients pour le SiC et 36 pour le vanadium).

Pour le SiC, on obtient alors des interpolations avec **un pouvoir de prédiction de 99.77%** en moyenne, et toujours supérieur à **99.1%**. Pour le Vanadium, ces valeurs sont respectivement de **99.86%** et **99.42%**. Ces interpolations sont donc considérées satisfaisantes.

Chapitre IV Neutronique

4.3.1.3 Coefficients de contre-réaction

Comme expliqué au 1.2.2.2, FARM prend en compte une analyse de sûreté sommaire du réacteur dans le cas d'accidents non-protégés à l'aide de calculs de contre-réactions neutroniques asymptotiques. Ceux-ci nécessitent cependant des paramètres de contre-réactions neutroniques du cœur, qui sont donc également interpolés. Le Tableau 28 résume les différents paramètres interpolés ainsi que les pouvoirs de prédiction associés, et les instants auxquels ils sont interpolés⁴¹. En effet, contrairement aux sections efficaces, certains coefficients de contre-réaction varient eux de façon significative au cours d'une irradiation. Il est donc nécessaire de clairement définir l'instant où on les considère. Dans le tableau, les acronymes FV, et DV font référence à la Fin de Vie du combustible et au Début de Vie. Pour certaines grandeurs, il est également indiqué lorsque l'on calcule la valeur moyenne, minimum ou maximum du paramètre au cours de l'irradiation, lorsque la variation du paramètre au cours de l'irradiation n'est pas monotone.

Ils sont interpolés avec des polynômes de degré 2, de la même façon que les sections efficaces. Et l'on constate que les *pouvoirs de prédiction* obtenus sont tout à fait satisfaisants.

Paramètre interpolé	Moment considéré au cours de l'irradiation	Pouvoir de prédiction dans le cas SiC : Q ²	Pouvoir de prédiction dans le cas V : Q ²
Constante doppler KD (\$)	FV, moyen	99.8%	99.9%
Coefficient de dilatation axiale du combustible (pcm/°C)	Moyen	99.9%	99.9%
Fraction de neutron retardée β	FV	99.9%	99.9%
Effet sommier (pcm/°C)	min, moyen, max	99.3%	99.8%

Tableau 28 : Paramètres de contre-réaction neutronique interpolés

Cependant, l'instant où l'on considère ces paramètres est un réel problème. Pour tenter de le résoudre, on a introduit dans FARM, deux modes de calcul des contre-réactions neutroniques, un dit « conservatif », où toutes les contre-réactions sont prises dans leur configuration la plus pénalisante (doppler en fin de vie, effet sommier minimum en valeur absolue), ainsi qu'un mode « moyen », où l'on considère les valeurs moyennes de tous les paramètres. Le mode de calcul par défaut dans FARM est alors le mode « conservatif ». Toutes les valeurs d'estimateurs non-protégés présentés dans cette thèse ont été calculées avec ce modèle.

⁴¹ Une présentation des différentes contre-réactions est donnée dans l'annexe 10.4.

Chapitre IV Neutronique

Ceci pose néanmoins le problème du *burn-up*. En effet, les valeurs moyennes, ainsi que fin de vie, dépendent fortement du *burn-up* qui a été simulé. Or tous les calculs ERANOS sont calculés pour un seul et unique *burn-up*, alors que les cœurs étudiés ont différents *burn-up*. C'est pourquoi on a réalisé les calculs neutroniques ERANOS sur une durée correspondant à un *burn-up* de 10 at%, afin d'être conservatif pour tous les cœurs dont le *burn-up* sera inférieur à cette valeur. Cependant, cette solution reste assez pénalisante.

Par ailleurs, lors des premières optimisations de FARM, on souhaitait conserver le critère considéré dans les études précédentes, imposant que le *coefficient de vidange* soit inférieur à 0,9\$ (même si ce critère n'a finalement pas été retenu, voir 1.2.2.2). Or, ce *coefficient de vidange* augmente fortement au cours de l'irradiation (de l'ordre de 0.2\$ pour un *burn-up* moyen cœur de 10 at%. Ce phénomène, bien connu des neutroniciens, est du à l'impact des produits de fission (on observe en fait la combinaison de deux effets, l'augmentation du *coefficient de vidange*, et la diminution de la fraction de neutrons retardés). Ainsi, il avait été nécessaire de raffiner le calcul du coefficient de vidange. Même s'il n'est plus réellement justifié dans la version finale de FARM (puisque le critère n'a pas été retenu), on l'a conservé car il permet toujours de calculer bien plus précisément un coefficient neutronique important pour le déroulement d'un transitoire.

Pour cela, on interpole sa variation en fonction du *burn-up*, à l'aide d'un polynôme de degré 2 (voir Figure 123). On obtient ainsi des coefficients de corrélation moyen de l'ordre 99.9%.

$$\Delta\rho_{vidange} = C_{vidange} + X_{vidange}Bu + X2_{vidange}Bu^2$$

Exemple d'évolution du coefficient de vidange en fonction du burn-up sur le calcul ERANOS SiC n°5

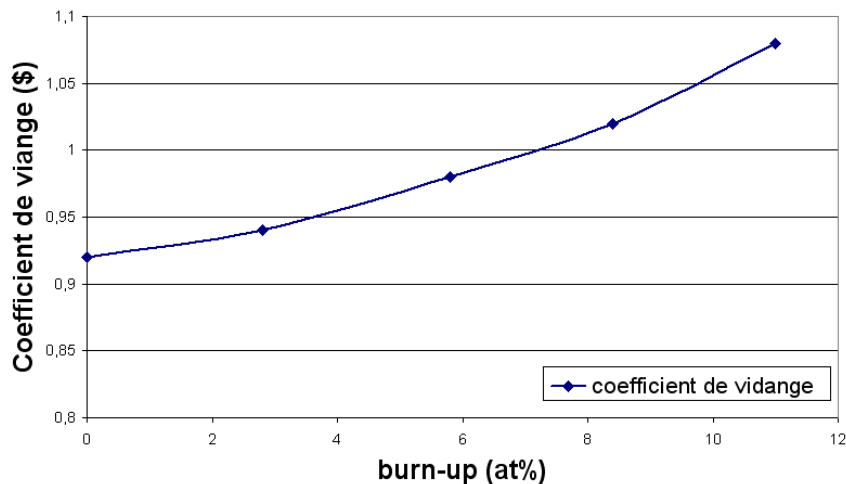


Figure 123 : Exemple de variation du coefficient de vidange en fonction du burn-up

Les coefficients $C_{vidange}$, $X_{vidange}$ et $X2_{vidange}$ sont ensuite interpolés eux-mêmes en fonction des paramètres habituels à l'aide de polynômes de degré 2. Les pouvoirs de prédiction associés sont alors respectivement de 99.9%, 98.2% et 95.2% (pour le cas SiC, et du même ordre pour le vanadium). La mauvaise qualité du pouvoir de prédiction observé sur le terme quadratique n'est en fait pas vraiment problématique puisque que la plupart du temps, la non-linéarité est assez faible. (Le rapport $X_{vidange} / X2_{vidange}$ est en moyenne de

Chapitre IV Neutronique

l'ordre de 80, ce qui pour un burn-up de 8at%, indique que la non-linéarité est un ordre de grandeur moins influente que la variation linéaire.) Or, le pouvoir de prédiction est tout à fait satisfaisant sur les deux termes les plus influents. On considère donc cette interpolation acceptable. Elle permet alors de retrouver exactement le *coefficient de vidange* de 0,89\$ du cœur de référence.

Ce type de raffinement pourrait être étendu à tous les autres coefficients de contre-réaction, mais ceci n'a pas été réalisé dans FARM.

4.3.1.4 Volume critique

Une fois les sections efficaces interpolées, l'étape suivante consiste à calculer, pour chacun des points de calculs ERANOS réalisés, les sections efficaces macroscopiques.

Pour cela, après avoir récupéré les teneurs Pu permettant d'être critique pour chacun de ces cœurs, on recalcule les densités atomiques de chaque isotope en début de vie. On les multiplie alors par les sections efficaces microscopiques issues des interpolations pour obtenir les sections efficaces macroscopiques (voir Figure 124). La méthode de re-calcul des densités atomiques à partir de FARM a été validée par rapport à ERANOS et les écarts ne dépassent pas 1% en relatif.

On obtient alors pour un grand nombre de cœurs différents, les sections efficaces macroscopiques en début de vie, le volume du cœur, le rapport H/D, ainsi que le rapport $R_{Hfiss/Hexp}$, de sorte que la réactivité soit de 3000 pcm en début de vie. Chacune de ses variables étant indépendante les unes des autres, mais étant toutes liées par le fait qu'elles correspondent à un cœur critique en début de vie, on peut donc en interpoler une en fonction des autres. On réalise alors une seconde interpolation, du volume en fonction des autres paramètres. Cette équation fait alors office « d'équation de criticité » et permet alors de déduire le volume critique à partir de sections macroscopiques et de rapports H/D donnés.

$$V_{critique} = f(H / D, \Sigma_{tr}, \Sigma_a, \Sigma_{vf}, R_{Hfiss / H exp})$$

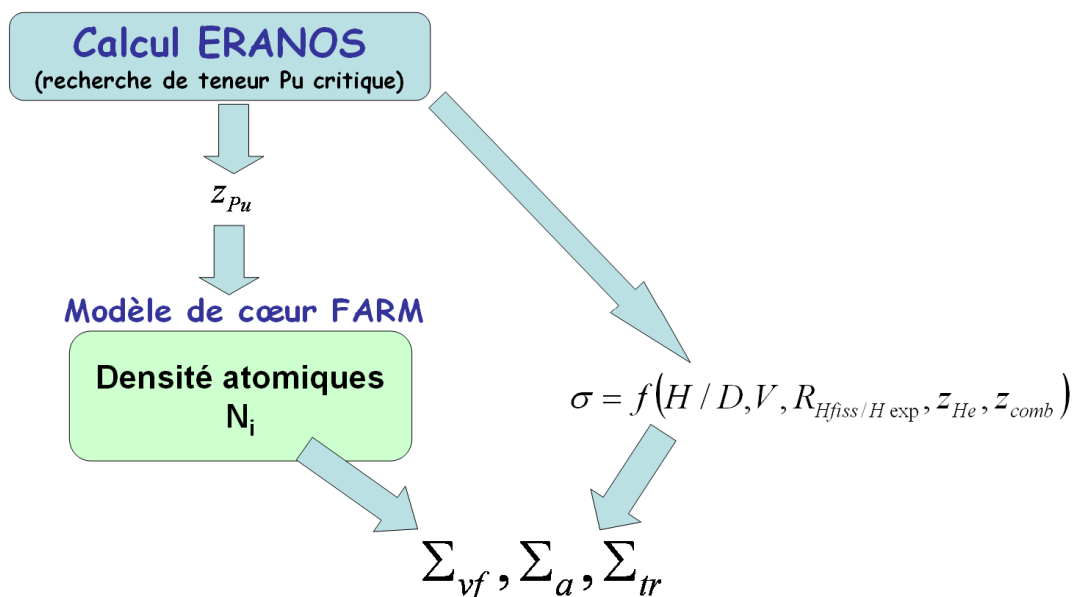


Figure 124 : Schéma de principe de calcul des sections macroscopiques des points d'expérience

Chapitre IV Neutronique

On trace alors la répartition de ces différentes variables dans l'espace sur les Figure 125 (cas SiC) et Figure 126 (cas V). On remarque alors que si les paramètres H/D et $R_{Hfiss/Hexp}$ sont toujours très bien répartis dans l'espace (ce qui est normal puisqu'ils sont issus du plan d'expérience *SMURFER*), il apparaît une certaine corrélation entre les sections efficaces. Cette dernière est particulièrement flagrante entre la section d'absorption et la section de production neutronique. Ce qui s'explique par le fait que pour rester critique, le rapport Σ_{vf}/Σ_a doit toujours rester légèrement supérieur à 1. La criticité impose une relation assez forte entre ces deux paramètres que l'on retrouve ici. Corrélation qui n'est cependant pas une égalité (le rapport varie entre 1.3 et 1.1) et qui justifie alors de bien prendre en compte ces deux variables.

Cependant, tout le domaine d'étude des cœurs ayant été couvert par le premier plan d'expérience et celui-ci n'en étant qu'une « traduction », une expression à travers d'autres variables, ceci n'est nullement un problème. Les cœurs qui seront étudiés par FARM retomberont forcément à l'intérieur de ce plan d'expérience et resteront sur le domaine de validité de l'interpolation.

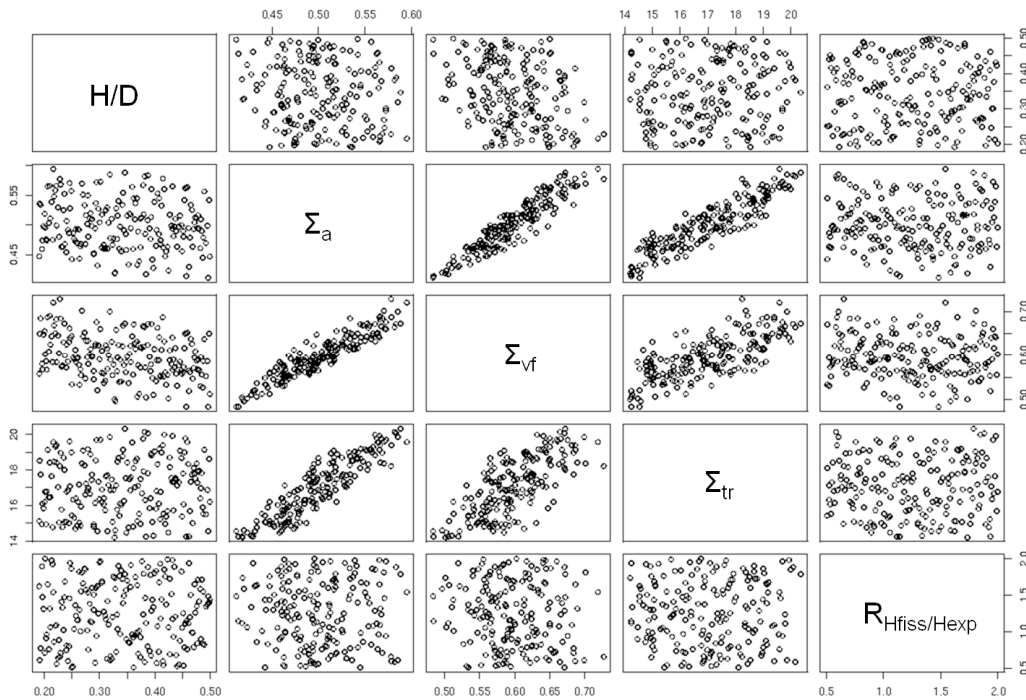


Figure 125 : Répartition des variables pour l'interpolation du volume critique cas SiC

Chapitre IV Neutronique

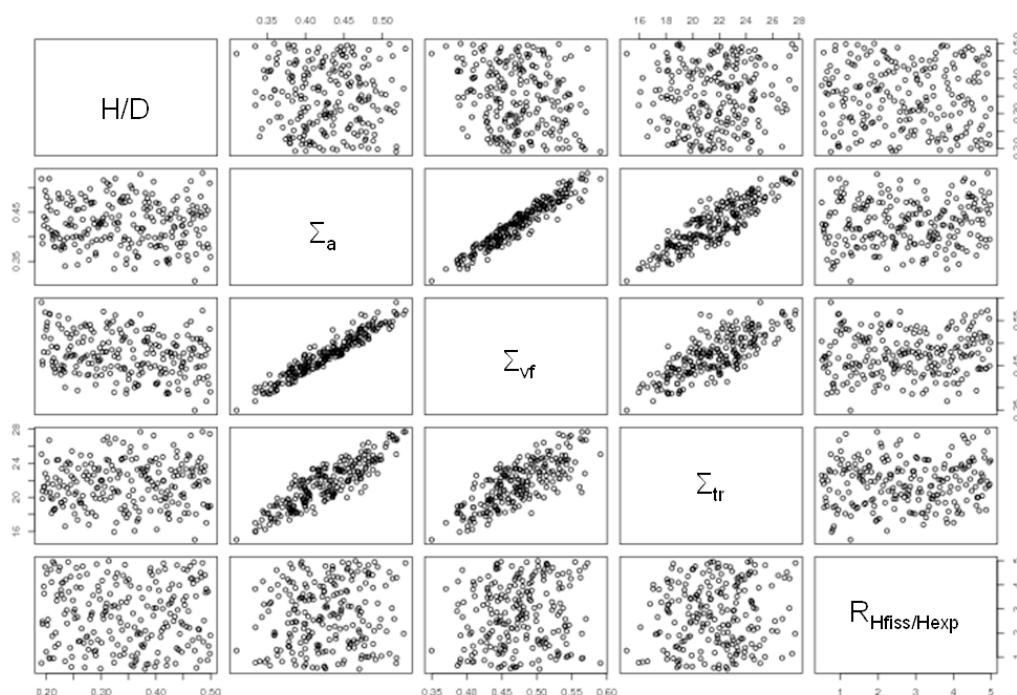


Figure 126 : Répartition des variables pour l'interpolation du volume critique cas V

On réalise alors l'interpolation du volume critique à l'aide d'un polynôme de degré 3, à 5 dimensions. Cela représente 56 coefficients au total dont respectivement 40 et 41 non-nuls dans les cas SiC et Vanadium, avec l'utilisation de l'algorithme de sélection de termes. Pour le SiC, on obtient alors un taux de corrélation de 99.7%, et un pouvoir de prédiction de 99.3%. Pour le vanadium, ces valeurs sont respectivement de 99.7% et 99.5%. Ces interpolations sont alors considérées satisfaisantes.

4.3.2 Validation

On a présenté aux 4.2 et 4.3.1 l'ensemble du modèle neutronique de FARM et des interpolations qu'il nécessite. Chaque interpolation a été validée par le calcul de son pouvoir de prédiction, et certaines parties du modèle ont été partiellement validées. Néanmoins, ce modèle reste un modèle simplifié et chacun des cœurs dimensionnés par FARM doit être validé a posteriori par des calculs ERANOS.

C'est pourquoi on présente dans la dernière partie de ce chapitre, les résultats des calculs ERANOS effectués pour valider chacun des cœurs qui seront présentés dans le chapitre 6. Ces résultats font alors office de validation intégrale de l'ensemble du modèle développé dans ce chapitre. On présente tout d'abord les résultats obtenus sur le cas des cœurs gainés en SiC (4.3.2.1), puis des cœurs vanadium (4.3.2.2). Des résultats similaires ont été obtenus sur de nombreux autres cœurs issus de FARM, mais ne sont pas présentés ici.

4.3.2.1 Cas SiC

La première validation intégrale de ce modèle a consistée à recalculer le volume critique isogénérateur du cœur de référence. Et, lorsque l'on insère les paramètres du cœur de référence dans le modèle FARM, l'ensemble du modèle neutronique présenté ci-dessus prédit un volume critique isogénérateur de 24,08m³ au lieu de 23.6m³, soit 2% d'erreur. Ceci

Chapitre IV

Neutronique

dit, la comparaison n'est pas exacte puisque le cœur de référence est légèrement surgénérateur avec $GR = 0.02$ (ou 2%). L'erreur réelle est donc supérieure à celle annoncée ici (car plus un cœur est gros, plus il sera facilement surgénérateur).

Rappelons tout de même que ce résultat ne fait appel qu'à deux recalages dans tout le modèle neutronique : la teneur en Pu238 du vecteur Pu à l'équilibre et la correction de 1.4% sur la teneur Pu permettant l'isogénération.

L'étape suivante de la validation du modèle neutronique a consisté à recalculer avec ERANOS V2.1, à l'aide d'une géométrie 2D, avec les mêmes schémas de calcul que présentés au 4.2.1.3, les caractéristiques du cycle d'équilibre des cœurs issus des optimisations FARM. Pour tous les cœurs, on a alors calculé à l'aide d'ERANOS 2.1 la teneur Pu permettant d'atteindre 3000 pcm en début de vie, à l'équilibre (en simulant 15 cycles de multi-recyclage).

On constate tout d'abord que les gains de régénération obtenus sont tout à fait satisfaisants. En effet, sur les 15 cœurs étudiés (les 14 proposés par FARM au chapitre 6, plus le cœur de référence dans sa version FARM), la moyenne des gains de régénération obtenus est de **0,4%**, avec un écart-type de **0,4%**. Les gains de régénération varient alors entre **0.8%** et **-0.5%**. L'objectif de l'isogénération est donc atteint avec une précision satisfaisante⁴².

On vérifie ensuite l'hypothèse de faible perte de réactivité. De ce point de vue, on constate que tous les cœurs ont alors une réactivité qui tend à augmenter en début de vie, puis à diminuer en fin de vie (voir Figure 127). La notion de perte de réactivité perd alors en partie son sens, et l'on préfère alors parler ici d'amplitude de réactivité, comme présenté sur la Figure 127. Ainsi les 15 cœurs SiC ont tous des amplitudes de réactivité inférieures à **850 pcm**, la moyenne étant de 650 pcm. Pour les durées d'irradiations associées, cela conduit à des « variations de réactivité » (amplitude de réactivité divisée par la durée d'irradiation) toujours inférieures à **0,6 pcm/JEPP** (Jour Equivalent Pleine Puissance). Ce type de comportement est typique des cœurs isogénérateurs.

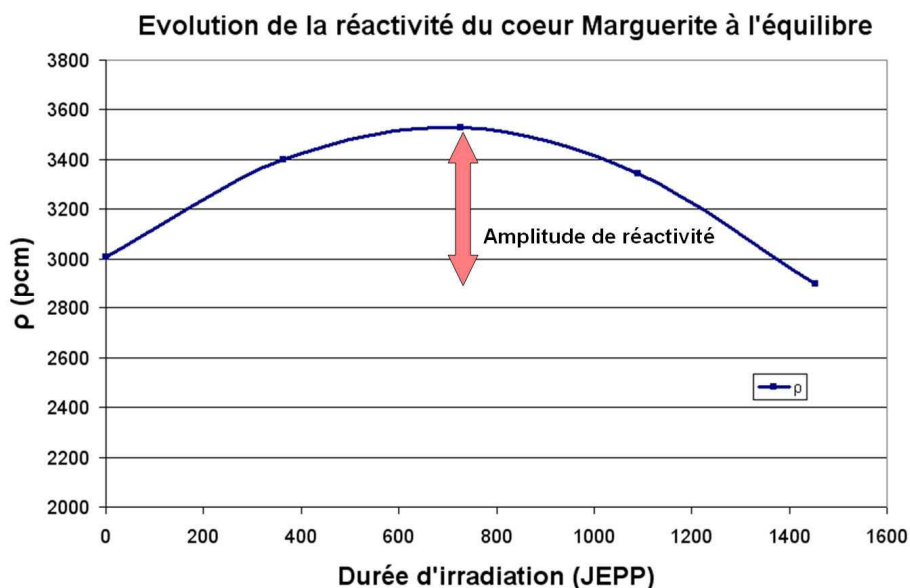


Figure 127 : Profil de réactivité au cours de l'irradiation du cœur marguerite

⁴² Les itérations projets cherchaient à atteindre un gain de régénération nul à 1 ou 2% près.

Chapitre IV

Neutronique

On vérifie également la qualité de l'estimation du *coefficient de vidange* en fin de vie. La validation donne alors de moins bons résultats puisqu'on constate que FARM sous-estime le coefficient de vidange en fin d'irradiation de **7%** en moyenne (avec un écart type de 1%). Ce biais semble provenir du fait que les interpolations n'ont pas été réalisées au cycle d'équilibre. En effet, on observe que ce coefficient de vidange augmente avec le nombre de cycle de recyclage du combustible, pour se stabiliser à sa valeur finale lorsque le cycle atteint l'équilibre. Cet écart n'est pas problématique en soit puisque l'on ne considère aucun critère sur le coefficient de vidange, par contre, il nuit à la précision des estimateurs de sûreté non-protégés.

Par ailleurs, on regarde également le *facteur de forme* global du cœur afin de vérifier les hypothèses qui ont été faites précédemment (voir 4.2.1.2). On remarque alors que les 15 cœurs ont des facteurs de forme qui varient au cours de l'irradiation entre **1,4-1,6** au minimum et **1,6-1,75** au maximum. Une optimisation du plan de chargement et du zonage sera alors clairement nécessaire pour stabiliser dans le temps le facteur de forme, mais l'hypothèse de 1.5 considérée dans cette étude semble tout à fait accessible.

On peut donc en déduire que ces 14 cœurs SiC proposés par FARM sont viables neutroniquement parlant, et que le modèle développé est acceptable.

4.3.2.2 Cas Vanadium

La validation des 6 cœurs vanadium issus des optimisations FARM (et qui sont présentés au 6.3) est un peu moins satisfaisante. En effet, les cœurs obtenus sont alors légèrement sous-générateurs puisque leur gain de régénération moyen est de -2,7%, avec un écart-type de 0,4%. Par rapport aux cœurs SiC, il y a alors un biais relativement important. On estime (à l'aide de calculs ERANOS supplémentaires) qu'il faudra augmenter l'inventaire Pu en cœur de l'ordre de **5 à 6 t/GWe** de façon à retrouver des cœurs isogénérateurs. Par exemple, la suppression du liner ne permet d'obtenir qu'un gain de régénération de -1,5%. Par rapport aux cœurs présentés, il faut approximativement, supprimer le liner, et augmenter la fraction volumique de combustible de 1% absolu pour retrouver des cœurs isogénérateurs à l'équilibre.

Par manque de temps, l'origine des mauvaises performances de ce modèle comparativement au modèle SiC n'ont pas pu être totalement investiguées, mais il est probable qu'elles proviennent du fait que le vecteur Pu utilisé pour les calculs d'interpolation (vecteur Pu d'équilibre du cœur de référence SiC) n'était pas adapté. De plus, par rapport à un cas SiC, où la modération du spectre par le SiC atténue les variations de spectre dus aux changements du combustible, en vanadium, le spectre beaucoup plus dur est plus sensible à un changement de composition. Cette interprétation reste à valider, mais elle permettrait d'expliquer le biais observé sur le cas vanadium.

Cette sous-génération a alors un effet direct sur le comportement en réactivité. Puisque la quantité de matière fissile dans le cœur diminue, la réactivité ne fait que diminuer, de 3900 à 1700 pcm sur les cœurs étudiés, soit environ 2pcm/JEPP. Mais ces fortes chutes de réactivités seront fortement réduites si les cœurs sont réajustés de façon à être isogénérateurs.

Concernant le coefficient de vidange, on observe également une sous-estimation de la valeur calculée par FARM de l'ordre de **17%** par rapport au calcul ERANOS à l'équilibre. Cet écart est probablement dû à l'introduction lors du cycle d'équilibre des actinides mineurs autres que l'Am241, qui vont avoir un effet important sur la fraction de neutron retardés, et qui n'étaient pas pris en compte pour le premier cycle (auquel a été effectué les

Chapitre IV

Neutronique

interpolations). Les coefficients de vidange obtenus varient alors entre 1,3\$ et 1,5\$, à l'exception de Lupin qui atteint 1,7\$. De telles valeurs du coefficient de vidange risquent d'être potentiellement réductrices pour le comportement en transitoire de vidange rapide⁴³.

Il ne faut cependant pas oublier que ces coefficients de vidange sont fortement pénalisés par l'hypothèse de multi-recyclage homogène des actinides mineurs. Ces derniers diminuent significativement la fraction de neutrons retardés, et augmentent donc le coefficient de vidange s'il est exprimé en \$. Dans des configurations de recyclage hétérogène, ou sans recyclage des actinides mineurs, les coefficients de vidange seraient alors réduits.

Concernant les *facteurs de forme*, ils varient sur les cœurs étudiés entre 2,0 et 2,3, ce qui est très éloigné de l'hypothèse de 1,5 considéré dans FARM. L'optimisation de leur profil de puissance sera alors particulièrement importante, mais il est probable que l'objectif de 1,5 ne soit pas atteint. Afin d'étudier plus en détails ces cœurs, il sera alors peut-être nécessaire d'effectuer de nouvelles études, en supposant un facteur de forme plus réaliste.

Ainsi, le modèle neutronique de FARM est moins précis pour les cœurs vanadium. Les cœurs présentés au chapitre 6, devront alors faire l'objet d'ajustements avant d'être viables d'un point de vue neutronique. Cependant, étant donné les incertitudes actuelles sur la composition de l'alliage de vanadium considéré, les hypothèses de multi-recyclage, la présence ou non d'un liner et de sa composition, l'étude des cœurs vanadium est purement exploratoire, avec pour objectif d'évaluer les potentialités de ce concept. Dans ce contexte, le modèle neutronique vanadium de FARM, bien que peu précis, permet d'obtenir des premières indications intéressantes.

4.4 Conclusion

En conclusion de ce chapitre, on peut dire qu'à l'aide d'interpolations des sections efficaces et des volumes critiques, à partir de calculs ERANOS, ainsi que de modèles analytiques, le modèle neutronique de FARM permet de dimensionner des cœurs homogènes de façon à ce qu'ils soient isogénérateurs à l'équilibre sans couverture fertile. Une validation systématique des cœurs issus de ce modèle a permis de valider la pertinence de ce modèle pour les cœurs SiC puisque tous les cœurs obtenus étaient très proches de l'isogénération (à 0.4% près). Dans le cas des cœurs vanadium, la validation est alors moins satisfaisante puisque les cœurs obtenus sont légèrement sous-générateurs (2.7% en moyenne), mais reste suffisante pour l'exploration conceptuelle de ce concept.

Ce modèle est alors couplé avec ceux des chapitres 2, et 3 afin de pouvoir dimensionner entièrement un cœur de GFR à partir de variables d'optimisations, et ainsi d'optimiser sa conception.

⁴³ La réactivité maximale insérable de ce cœur est néanmoins de 3,3\$. Pour des dépressurisations avec des constantes de temps de l'ordre de la seconde ou de la centaine de millisecondes, elles pourraient être acceptables. Des études complètes de scénarios réalistes incluant la conception système sont nécessaires pour évaluer du caractère réducteur ou non de ce coefficient de vidange (voir Annexe 10.3).

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

« L'homme et sa sécurité doivent constituer la première préoccupation de toute aventure technologique. »

Albert Einstein

Chapitre V
Considérations sur les estimateurs de sûreté

<u>5</u>	<u>CHAPITRE V CONSIDERATIONS SUR LES ESTIMATEURS DE SURETE.....</u>	<u>242</u>
5.1	CONSIDERATIONS CONCERNANT LA PUISSANCE DE POMPAGE	245
<i>5.1.1</i>	<i>INTRODUCTION A LA DEMARCHE DE SURETE DU GFR</i>	<i>247</i>
<i>5.1.2</i>	<i>CONSEQUENCES SUR L'UTILISATION DE LA PUISSANCE DE POMPAGE.....</i>	<i>252</i>
5.2	CONSIDERATIONS SUR LE TEMPS DE SURSIS.....	257
<i>5.2.1</i>	<i>INERTIE THERMIQUE CŒUR.....</i>	<i>257</i>
<i>5.2.2</i>	<i>CONSEQUENCES SUR L'UTILISATION DU TEMPS DU SURSIS</i>	<i>260</i>
5.3	CONSIDERATIONS SUR LES VALEURS ADMISSIBLES DE PRESSION INTERNE MAXIMALE ..	262
5.4	CONCLUSION	265

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

Au cours des chapitres précédents, on a présenté la méthode FARM, ainsi que l'ensemble des modèles qui sont utilisés pour dimensionner un cœur de réacteur. Il ne reste alors plus qu'à les utiliser pour optimiser la conception des cœurs de GFR. Toutefois, comme expliqué au 1.2, ces optimisations cherchent à améliorer les performances physiques du cœur (MSPu, MRPu, Diamètre), mais aussi les estimateurs de sûreté du cœur. Or, pour bien appréhender l'utilité, et les domaines admissibles de ces différents estimateurs, il est nécessaire d'évoquer la démarche de sûreté du GFR. C'est donc l'objet de ce chapitre, où on discute de l'intérêt et des valeurs acceptables de chaque estimateur de sûreté protégé utilisé dans FARM.

Avant de rentrer dans les détails, on rappelle qu'un estimateur de sûreté est une grandeur abstraite qui ne sert qu'à comparer les cœurs vis-à-vis d'un aspect de sûreté, avec l'idée que si un cœur se comporte mieux qu'un autre pour un estimateur, il sera alors plus « facile », au sens « moins coûteux » de mettre en place les systèmes de sûreté nécessaires pour atteindre les objectifs de sûreté. Les estimateurs de sûreté ne servent qu'à mesurer le compromis qui est fait entre situer la sûreté dans le cœur ou dans le système (voir Figure 9 page 37).

Seule une optimisation complète, prenant en compte le cœur, le circuit primaire et les systèmes de sûreté, pourra effectuer un dimensionnement ayant pour objectif de respecter des critères de sûreté. Les deux autres démarches qui consistent soit à optimiser le cœur pour un système donné, soit à optimiser le système pour un cœur donné, afin de respecter les critères, ne sont en effet pas acceptables ; en effet, rien ne prouve que pour un système sous-dimensionné il soit possible de concevoir un cœur respectant les contraintes de sûreté, tout comme rien ne prouve non plus qu'il soit possible de concevoir un système pour un cœur à sûreté intrinsèque très dégradée. Et même si on y parvenait, on obtiendrait alors une solution qui ne serait pas optimale économiquement, car la répartition de la sûreté entre le cœur et les systèmes, qui est pourtant fondamentale dans l'optimisation économique d'un cœur, aurait été faite arbitrairement.

Pour illustrer un peu ce propos, on peut comparer la conception des REP, par exemple l'EPR et des réacteurs bouillants, par exemple KERENA. Ces deux réacteurs visent des niveaux de sûreté du même ordre, et ont tous les deux choisi de placer la sûreté à un endroit différent. L'EPR a clairement une conception où la sûreté repose principalement sur un ensemble de systèmes actifs, alors que dans KERENA la sûreté repose plus sur des systèmes passifs, rendus possibles par un cœur plus intrinsèquement sûr ou « pardonnant » (la puissance volumique du cœur est environ divisée par 2). Le fait de savoir si l'un ou ces deux cœurs sont des optimums économiques est totalement hors du cadre et de la portée de cette thèse, mais force est de constater que cette répartition de la sûreté entre le cœur et les systèmes a un très fort impact sur la conception et les coûts.

Plus proche du GFR, la conception du VHTR en est également un exemple flagrant. En effet, ces réacteurs ont des conceptions de cœur très intrinsèquement sûrs [CLE11]. Les objectifs ne sont cependant pas les mêmes que le GFR, puisqu'au lieu d'être des réacteurs isotigénérateurs, les VHTR sont des réacteurs qui détruisent du plutonium, très sous-générateurs, à cycle ouvert [CLE07]. Cette différence d'objectif et de performance permet d'obtenir des conceptions de cœur avec des très faibles puissances volumiques (de l'ordre de 5MWth/m³ comparé au 100 MWth/m³ du GFR), utilisant un combustible radicalement différent constitué de particules TRISO. Ces concepts de cœur ont alors une très grande inertie thermique, et peuvent de plus se refroidir par conduction et rayonnement. Les approches de sûreté de ces cœurs se basent alors principalement sur le comportement intrinsèque du cœur et peu sur les systèmes. Dans le cas du GFR, l'objectif d'isotigénération et la minimisation de l'inventaire Pu, conduisent à maximiser la fraction de combustible dans le cœur, et à atteindre des puissances volumiques beaucoup plus élevées. La démarche de

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

sûreté utilise alors beaucoup plus les systèmes de sûreté, car les objectifs de performance du cœur limitent sa capacité à être intrinsèquement sûr.

Dans les deux premiers sous-chapitres (5.1, 5.2), on cherchera donc à apporter quelques éléments de réponse à l'intérêt de privilégier une sûreté fournie par le cœur ou par les systèmes pour un GFR 2400 MWth. Il ne s'agit là que de discussions et de considérations préliminaires, car seule une optimisation exhaustive, couplée cœur/système est capable de répondre correctement à cette question. Toutefois, ces éléments pourront aider le concepteur à sélectionner le cœur qui correspond le plus à son besoin parmi tous ceux du front de Pareto. Dans le dernier sous-chapitre (5.3) on évaluera l'acceptabilité des différentes valeurs de pression interne maximale.

5.1 Considérations concernant la puissance de pompage

La première chose à savoir concernant la démarche de sûreté du GFR, est que l'hélium est un plutôt mauvais caloporteur comparé à l'eau sous pression, ou à un métal liquide. En effet, si le fait qu'aucun changement de phase ne soit à craindre (contrairement à l'ébullition de l'eau et du sodium) est un avantage de sûreté important (absence d'effet seuil sur les échanges thermiques ou sur la neutronique, tels qu'une crise d'ébullition), que sa non activation sous irradiation, son inertie chimique et sa transparence sont indéniablement de gros avantages de l'hélium, sa très faible masse volumique en fait un relativement mauvais caloporteur.

On trace dans le Tableau 29 quelques ordres de grandeur des principales grandeurs physiques vis-à-vis de leur utilisation comme caloporteur de l'eau, de l'hélium et du sodium. On constate tout d'abord que la masse volumique de l'hélium est deux ordres de grandeur en dessous des liquides. Ceci va avoir un impact direct sur la puissance de pompage du système nominal (voir ci-dessous), ainsi que sur l'inertie du caloporteur. Car même si la chaleur spécifique de l'hélium est du même ordre de grandeur que celles des autres caloporteurs, sa masse volumique rend son inertie thermique extrêmement faible. Ainsi, contrairement aux réacteurs à eau et à sodium liquide, où le caloporteur contenu dans le circuit primaire (ou la cuve primaire) peut suffire à refroidir le cœur durant un certain temps en situation accidentelle, juste par son inertie, dans le cas d'un réacteur à gaz, cet effet est très faible et il est donc nécessaire d'évacuer la chaleur du cœur vers d'autres systèmes (circuit secondaire, boucle d'évacuation de puissance résiduelle, etc...) beaucoup plus tôt.

L'inertie n'est pas le seul paramètre important pour un caloporteur, en effet sa capacité d'échange thermique est également un aspect clef. De ce point de vue, la conductivité thermique de l'hélium est comparable à celle de l'eau, même si le sodium est incomparablement le meilleur de ce point de vue là (parmi les trois caloporteurs étudiés).

Afin de se représenter un peu mieux le comportement de ces caloporteurs, on évalue, en ordre de grandeur à l'aide des formules simplifiées ci-dessous la puissance de pompage nécessaire pour refroidir des cœurs de même puissance, même géométrie avec les même ΔT entre l'entrée et la sortie du cœur (avec les mêmes équations et notations qu'au 2.2.4, à l'exception de $S_{\text{caloporteur}}$, la surface de caloporteur dans le cœur total et $P_{\text{th}}^{\text{cœur}}$ la puissance thermique totale du cœur).

Chapitre V
Considérations sur les estimateurs de sûreté

	H₂O	He	Na
	150 bars 300°C	70 bars 500°C	1 bar 500°C
ρ Kg/m₃	725	4	850
Cp kJ/Kg.K	5.4	5.1	1.2
λ W/m.K	0.5	0.3	66
μ 10⁻⁵ Pa.s	8.8	3.7	24.3
Puissance de pompage (normalisée à l'eau)	1	30 000	50
Coefficient d'échange thermique (normalisé à l'eau)	1	1	20

Tableau 29 : Comparaison des ordres de grandeurs de quelques caloporteurs

On écrit pour cela la conservation de l'énergie :

$$Q = \rho V S_{caloporteur} = \frac{P_{th}^{coeur}}{C_p \Delta T}$$

La définition de la puissance de pompage :

$$PP = \frac{Q}{\rho} \Delta P$$

On évalue la perte de charge de façon très simplifiée en ne considérant que les frottements le long de l'aiguille de la façon suivante :

$$\Delta P = f \frac{Q^2}{2\rho} \frac{H_{frot}}{Dh \times S_{canal}^2}$$

Avec en régime laminaire : $f = \frac{64}{Re} = 64 \frac{S_{canal} \eta}{Dh \times Q}$

Et en régime turbulent : $f = \frac{0.316}{Re^{0.25}}$

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

On en déduit en notant k la puissance du Reynolds dans le coefficient de frottement (soit $k=1$ en régime laminaire, et $k=0.25$ en turbulent) :

$$PP \propto \frac{1}{\rho^2} \frac{H_{frot} \eta^k}{Dh^{1+k} \times S_{caloporteur}^{2-k}} \left(\frac{P_{th}^{coeur}}{C_p \Delta T} \right)^{3-k}$$

On remarque alors que la puissance de pompage d'un caloporteur est inversement proportionnelle au carré de la masse volumique. Une petite application numérique a été réalisée dans le Tableau 29 (en régime turbulent), qui montre bien que l'hélium nécessite forcément une puissance de pompage bien plus élevée quelle que soit la situation. Fort heureusement, l'hélium permettant d'atteindre des températures beaucoup plus élevées, les ΔT des cœurs associés sont bien plus élevés, et la conception cœur est également adaptée de façon à ce que la puissance de pompage réelle ne soit pas 4 ordres de grandeur supérieure à ce qu'elle serait dans le cas de l'eau. Néanmoins, la consommation des soufflantes primaires est clairement non-négligeable dans le rendement de l'installation (de l'ordre d'une dizaine de Mégawatts, 15MW pour le système de référence).

Un calcul similaire à celui de la puissance de pompage est également réalisé pour évaluer le coefficient de transfert thermique dans le Tableau 29.

5.1.1 Introduction à la démarche de sûreté du GFR

L'équation de la puissance de pompage écrite ci-dessus montre clairement l'importance décisive de la masse volumique du caloporteur et sa non-linéarité pour refroidir le cœur. C'est pourquoi afin d'obtenir les puissances volumiques visées dans le cadre du GFR, il a été nécessaire de pressuriser le gaz, à 70 bar. Cette valeur est issue d'un compromis entre les performances du caloporteur et les contraintes mécaniques sur les systèmes du circuit primaire (notamment la taille de la cuve). En considérant que l'hélium se comporte comme un gaz parfait (hypothèse acceptable au premier ordre), sa masse volumique est alors directement proportionnelle à la pression (M est la masse molaire du gaz, P la pression, T la température en K, et R la constante des gaz parfaits).

$$\rho = \frac{PM}{RT}$$

Ainsi, à puissance de pompage constante, la capacité de refroidissement de l'hélium pressurisé est de l'ordre de 5000 fois plus importante que non-pressurisé.

On retrouve le même phénomène pour ce qui est de la capacité de convection naturelle de l'hélium.

En effet, en écrivant de façon simplifiée les équations de la convection naturelle, on peut évaluer la hauteur motrice $H_{motrice}$ nécessaire entre la source froide et la source chaude pour évacuer une puissance donnée (où g est la gravité) avec un écart de température ΔT :

$$\Delta P_{frottement} = \Delta P_{motrice}$$

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

En utilisant l'approximation de boussinesq⁴⁴ : $\Delta\rho = \rho_{moy} \frac{\Delta T}{T_{moy}}$

$$\Delta P_{motrice} = g H_{motrice} \frac{PM\Delta T}{RT_{moy}^2}$$

$$\text{On obtient : } H_{motrice} \propto \frac{1}{P^2} \frac{R^2 T_{moy}^3}{M^2 g \Delta T} \frac{H_{frot} \eta^k}{Dh^{1+k} \times S_{caloporteur}^{2-k}} \left(\frac{P_{th}^{coeur}}{C_p \Delta T} \right)^{2-k}$$

On constate alors que la hauteur motrice nécessaire est elle aussi inversement proportionnelle au carré de la pression du caloporteur.

Ceci implique que dans l'approche de sûreté du GFR, les systèmes d'évacuation de puissance résiduelle considérés vont forcément dépendre de la pression du caloporteur.

Ainsi, comme on peut le voir sur la Figure 130 [BER09], tant que le caloporteur reste pressurisé, l'évacuation de la puissance résiduelle, qui est un des principaux objectifs de sûreté dans un réacteur, peut se faire en convection naturelle. Pour des situations incidentelles où les boucles normales sont disponibles, il est prévu d'évacuer la puissance résiduelle en passant par les boucles nominales et le circuit secondaire, en utilisant des systèmes actifs, pour les situations accidentelles les plus probables ou « fréquentes ». En effet l'analyse probabiliste de sûreté a montré que c'était un des moyens les plus robustes d'assurer cette fonction de sûreté. Toutefois, en cas de perte totale des alimentations électriques, dans une situation où plus aucun système actif ne serait disponible, il serait possible d'évacuer la puissance résiduelle par convection naturelle dans des boucles dédiées (voir Figure 128 et Figure 129), situées en hauteur, qui seraient reliées à des piscines en eau. L'inertie de chacune de ces piscines (il y en a une par boucle primaire) permettrait de fournir 24H d'autonomie par boucle⁴⁵.

⁴⁴ Cette approximation est du même ordre de grandeur que celle effectuée pour le calcul des pertes de charges précédemment et est donc acceptable.

⁴⁵ Donc plus de 72 heures au total en réalisant des lignages entre les piscines.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

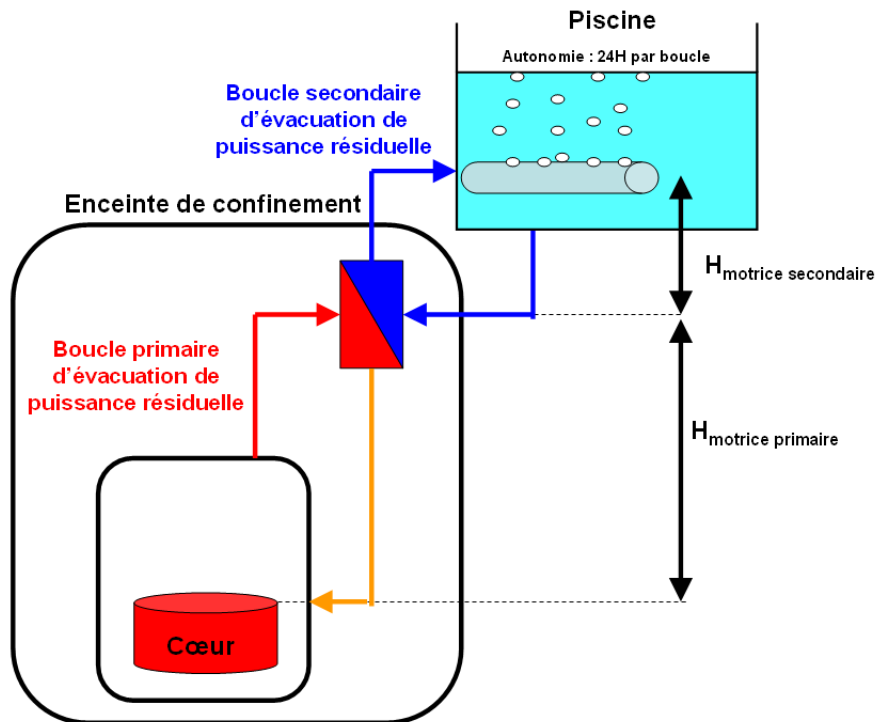


Figure 128 : Schéma de principe des boucles d'évacuation de puissance résiduelle par convection naturelle

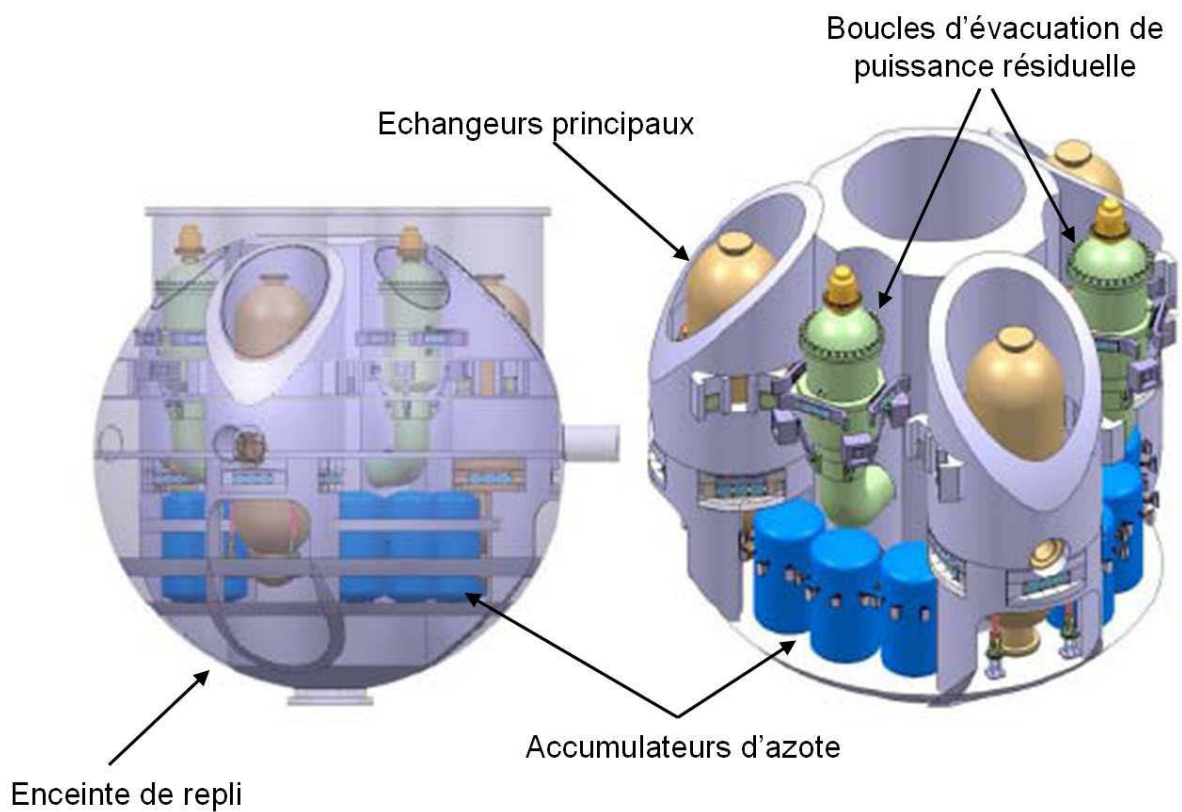


Figure 129 : Vue d'artiste de la conception système du GFR

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

En effet, tant que le système reste pressurisé, compte tenu de ce surdimensionnement, l'hélium parvient à évacuer la puissance résiduelle en convection naturelle. Pour toute la gamme de cœurs étudiés dans FARM il ressort que, suivant les cœurs considérés, des pressions d'hélium variant entre 25 et 50 bars sont suffisantes pour évacuer une puissance résiduelle de 3% de la puissance nominale avec une hauteur motrice de 15 m. Cette pression, également appelée « pression de repli équivalente », est également un bon estimateur des capacités de refroidissement d'un cœur, et est équivalente à la puissance de pompage. Dans FARM, afin de conserver cette approche de sûreté, on impose dans l'optimisation que cette pression soit inférieure à 70 bars ; autrement dit, que la convection naturelle puisse toujours évacuer la puissance résiduelle tant que l'on reste à la pression nominale. C'est une des contraintes d'optimisation qui sont considérées dans MultiGen (voir 1.3).

Par contre, en cas de brèche du circuit primaire et dépressurisation, l'approche de sûreté est alors différente. En effet, comme la capacité d'évacuation de puissance résiduelle (mesurée par la puissance de pompage ou la hauteur motrice, définies ci-dessus) est inversement proportionnelle au carré de la pression, la convection naturelle de l'hélium sera insuffisante. Par exemple, pour une pression de l'ordre de 10 bars, la puissance évacuée en convection naturelle serait de l'ordre de 50 fois inférieure à celle qu'elle serait à 70 bars.

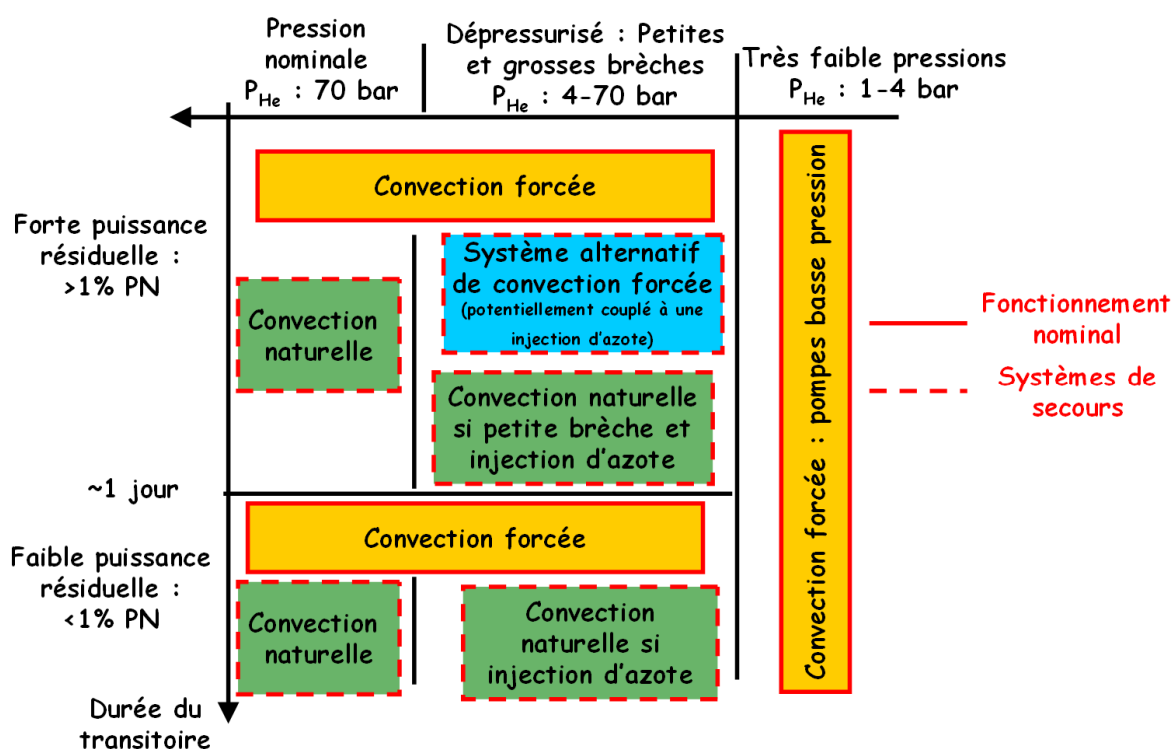


Figure 130 : Schéma de principe de l'évacuation de puissance résiduelle aux différents niveaux de pression du GFR

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

En supposant tout d'abord que cette brèche intervient sans aggravant supplémentaire, et que l'on dispose toujours d'électricité, on évacue alors la puissance résiduelle à l'aide de systèmes actifs (circulateurs dédiés au boucles d'évacuation de puissance résiduelles). C'est exactement la situation associée au calcul de l'estimateur de sûreté de la « puissance de pompage ». On suppose alors que la pression de repli (fournie par l'enceinte de repli) est de 5 bars, et on cherche quelle est la puissance à injecter au gaz pour évacuer 3% de la puissance nominale. Cet estimateur est alors directement proportionnel à la puissance des pompes qui seront nécessaire pour évacuer la puissance résiduelle dans ce scénario.

Toutefois, on envisage également le cas particulièrement défavorable où cette dépressurisation s'accompagne d'une perte des systèmes actifs. Dans ce cas, le scénario dépend de la taille de la brèche. Pour des petites brèches (typiquement de l'ordre de 1 à 3 pouces, c'est-à-dire de diamètre de 2,5 à 7.5 cm) susceptibles de dépressuriser le circuit primaire en des durées de l'ordre de l'heure, la solution envisagée est un système passif, qui consiste à injecter un gaz lourd, en l'occurrence de l'azote dans le circuit primaire. Cette injection permettra tout d'abord de ralentir la dépressurisation, et d'assurer une pression de repli finale plus élevée, mais surtout de permettre une meilleure convection naturelle. En effet les propriétés thermo-hydrauliques de l'azote, notamment sa plus grande densité permettent de bien meilleures performances de convection naturelle, qui peuvent alors permettre de passer le transitoire sans atteindre les critères limites de température.

Par contre, dans le cas de grosses brèches primaires (de l'ordre de 10 pouces), l'injection d'azote est susceptible de ne pas suffire et des systèmes supplémentaires de convection forcée peuvent être nécessaires (turbopompe par exemple), pour passer le transitoire. Même si à long terme, la convection naturelle en azote finira par être suffisante lorsque la puissance résiduelle aura décré.

Néanmoins, les problèmes d'interaction chimique (nitruration) à haute température entre l'azote et les matériaux du cœur et du circuit primaire, impliquent que l'injection d'azote est un système de dernier recours, afin d'éviter la fusion du cœur. En effet, il n'est pas certain que le réacteur puisse redémarrer après. Ce système n'est donc amené à ne fonctionner que dans des cas extrêmes (dépressurisation couplée à une perte des systèmes actifs, accidents non-protégés, etc...) ce qui, compte tenu de leur caractère très improbable, n'est pas forcément problématique.

On mentionne également, que dans le cas très extrême d'une brèche primaire couplée à une fuite de l'enceinte de confinement, qui conduirait à des pressions de caloporteur inférieures à 4 bar, le GFR dispose de pompes spéciales à basse pression pour maintenir une convection forcée capable d'évacuer la puissance résiduelle.

Pour illustrer les meilleures capacités de convection naturelle de l'azote, on reprend l'équation de la hauteur motrice présentée ci-dessus et l'on compare alors les hauteurs requises par l'azote et l'hélium pour une même géométrie cœur, et les mêmes températures, avec l'hypothèse d'un régime laminaire. On montre alors à partir des équations précédentes :

$$\frac{H_{motrice}^{N_2}}{H_{motrice}^{He}} = \left(\frac{M_{He}}{M_{N_2}} \right)^2 \frac{\eta_{N_2} C_{p_{He}}}{\eta_{He} C_{p_{N_2}}}$$

L'application numérique indique alors que les hauteurs motrices requises sont environ 10 fois plus faibles pour l'azote que pour l'hélium. Le même calcul peut être réalisé

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

avec la pression de repli équivalente (pression nécessaire pour pouvoir évacuer en convection naturelle), et l'azote nécessite des pressions environ 3 fois plus faibles que l'hélium. Ces excellentes propriétés, particulièrement flagrantes en convection naturelle, sont dues au fait que l'azote est un gaz lourd. Par contre, elles sont moins évidentes en convection forcée, car si l'on compare les puissances de pompages nécessaires alors pour maintenir un cœur aux mêmes températures, toujours avec l'hypothèse d'un régime laminaire ($k=1$), on trouve que l'azote ne nécessite qu'une puissance de pompage 2 fois plus faible. Et plus l'on se rapproche du régime turbulent plus cette situation se dégrade puisque dans le cas turbulent ($k=0.25$), la puissance de pompage en azote est même plus grande qu'en hélium. Néanmoins en situation accidentelle, le régime d'écoulement est pratiquement systématiquement laminaire étant donné les faibles puissances et pression en jeu.

$$\frac{PP_{N_2}}{PP_{He}} = \left(\frac{M_{He}}{M_{N_2}} \right)^2 \frac{\eta_{N_2}^k C_{p_{He}}^{3-k}}{\eta_{He}^k C_{p_{N_2}}^{3-k}}$$

Ces quelques calculs d'ordre de grandeur sont loin de présenter l'ensemble des avantages et des problématiques associées aux systèmes d'injection d'azote, mais permettent d'avoir une petite idée de l'approche de sûreté du GFR vis-à-vis de l'accident de dépressurisation.

5.1.2 Conséquences sur l'utilisation de la puissance de pompage

Après cette petite introduction à l'approche de sûreté du GFR, on peut alors se demander dans quelle mesure l'optimisation de la puissance de pompage comme estimateur de sûreté du cœur va permettre d'améliorer, ou détériorer la conception système. On rappelle brièvement que la puissance de pompage telle que définie dans cette étude correspond à la puissance à injecter au gaz pour évacuer 3% de la puissance nominale avec une pression de repli de 5 bars, en hélium (voir définition précise au 1.2.2.1). Elle permet de mesurer la capacité de refroidissement d'un cœur.

Tout d'abord, considérons les accidents protégés sans dépressurisation. On a vu que l'approche de sûreté consiste à pouvoir évacuer la puissance résiduelle en convection naturelle avec uniquement de l'hélium. Ce qui signifie au premier ordre, avoir une pression de repli équivalente inférieure à 70 bar. Avec les équations précédentes on montre qu'on peut calculer la pression de repli (pression qui permet d'évacuer 3% PN en convection naturelle d'hélium) en fonction de la puissance de pompage de la façon suivante (où P_{repli}^{PP} est la pression de repli où a été calculée la puissance de pompage PP, et $H_{motrice}$, la hauteur motrice associée à la pression de repli que l'on calcule):

$$P_{repli} = P_{repli}^{PP} \sqrt{\frac{PP}{P_{th}^{cœur}} \frac{C_p T_{moy}}{g H_{motrice}}}$$

Ainsi, on calcule que pour que la pression de repli (associée à 15m de hauteur motrice et 3% de puissance résiduelle) soit inférieure à 70 bars, la puissance de pompage (telle que définie dans FARM, c'est-à-dire avec 5 bar de pression de repli) doit être inférieure à 230 kW pour les gammes de températures des cœurs SiC, et 300 kW pour les cœurs vanadium.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

On peut également chercher à calculer la hauteur motrice nécessaire pour évacuer la puissance résiduelle à une pression de repli donnée. En considérant une pression de repli de 5 bars, on démontre alors :

$$H_{motrice} = \frac{PP}{P_{th}^{cœur}} \frac{C_P T_{moy}}{g} \propto PP$$

On constate alors que la hauteur motrice nécessaire est proportionnelle à la puissance de pompage calculée par FARM. Cela constitue alors une première interprétation possible de cet estimateur. Ainsi un cœur dont la puissance de pompage serait 2 fois plus faible, nécessiterait une hauteur motrice également divisée par 2.

Toutefois ces calculs simplifiés ne prennent pas en compte les aspects cinétiques de l'accident, qui peuvent être très importants (voir 5.2), et qui dépendent également d'hypothèses assez arbitraires (15m de hauteur motrice). Mais ils permettent de donner une idée des bornes maximum aux valeurs de puissance de pompage acceptables dans FARM.

Par contre, en situation dépressurisée, on a vu ci-dessus qu'évacuer la puissance résiduelle en convection naturelle est beaucoup plus difficile. En utilisant la même démarche, on peut alors chercher les valeurs de puissance de pompage qui permettraient l'évacuation de 3% de la puissance nominale (PN) en convection naturelle avec de l'hélium, avec une hauteur motrice de 15m et une pression de repli de 5 bars. La pression de repli de 5 bars correspond aux pressions de repli susceptibles d'être atteintes avec l'enceinte de repli sans injection d'azote ; avec injection d'azote la quantité de gaz étant plus importante elles sont plus de l'ordre de 10 bars. Ainsi pour remplir ces conditions (convection naturelle à 5 bars d'hélium et 3%PN), il faudrait que les puissances de pompage (au sens estimateur FARM) des cœurs étudiées soient inférieures à environ 1 kW. Les cœurs ayant les puissances de pompage les plus faibles obtenus dans FARM étant autour de 40 kW il est clair que cet objectif est irréaliste dans le cas du GFR (ce qui est un résultat bien connu). A titre indicatif, on peut également interpréter ces chiffres vis-à-vis de la hauteur motrice ; cela signifie alors qu'il faudrait au minimum une hauteur motrice de l'ordre de la centaine de mètres pour pouvoir évacuer 3%PN en convection naturelle à 5 bar d'hélium, ce qui est évidemment totalement inenvisageable.⁴⁶

L'azote permettant une bien meilleure convection naturelle, on peut alors chercher à obtenir une convection naturelle en azote à 5 bars. Mais là aussi les puissances de pompages requises sont de l'ordre de 10 kW et hors de portée des optimisations FARM. Le Tableau 30 présente les valeurs de puissance de pompage maximales pour qu'un cœur puisse évacuer une puissance donnée en convection naturelle dans une configuration donnée avec une hauteur motrice de 15m. Les cœurs SiC et les cœurs Vanadium ne se situant alors pas dans les mêmes gammes de températures, les valeurs obtenues dépendent du matériau de gaine. Par exemple, on peut lire sur la dernière ligne que pour des pressions de repli de 10 bars, en azote, les cœurs SiC qui ont des puissances de pompage inférieures à 138 kW peuvent évacuer 1% de la puissance nominale en convection naturelle (ce qui va être le cas pour le cœur de référence, ainsi que la quasi-totalité des cœurs sélectionnés par les optimisations FARM). Par ailleurs, les cœurs SiC dont la puissance de pompage est inférieure à 46 kW, peuvent alors évacuer 3% PN en convection naturelle. Cet objectif est alors réalisable.

⁴⁶ Les études sur l'ADS refroidi à Hélium EFIT arrivent à la même conclusion [PIG11], et ce malgré une puissance plus faible.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

Configuration	SiC (kW)	V (kW)
He, 5 bars, 3%PN	1,2	1,5
He, 70 bars, 3%PN	230	300
N₂, 5 bars, 3%PN	11	14
N₂, 5 bars, 1%PN	34	45
N₂, 10 bars, 3%PN	46	59
N₂, 10 bars, 1%PN	138	176

Tableau 30 : Puissances de pompages maximales pour évacuer la puissance résiduelle en convection naturelle dans différentes configurations

Ce tableau permet alors d'illustrer plusieurs autres interprétations possibles de cet estimateur de sûreté ; plus la puissance de pompage sera faible, plus la convection naturelle permettra d'évacuer une puissance importante en cas d'injection d'azote. Ainsi, il sera possible d'arrêter plus tôt la convection forcée, et donc de faciliter le dimensionnement des batteries ou des diesels qui vont alimenter les pompes de secours. Ceci est illustré sur la Figure 131, qui trace pour différentes pression de repli, gammes de températures, en hélium et azote, les puissances résiduelles maximum évacuables en convection naturelle pour différentes puissances de pompage. C'est-à-dire qu'un cœur tel que le cœur de référence, en SiC avec une puissance de pompage de 85 kW, va pouvoir évacuer en convection naturelle 1,6%PN à 10 bars d'azote, 0,4%PN à 5 bars d'azote, et 0,04% s'il est à 5 bars d'hélium. On y retrouve également l'information du Tableau 30 comme quoi un cœur Vanadium dont la puissance de pompage serait de 60 kW, parviendrait à évacuer 3%PN en convection naturelle à 10 bars en azote.

La Figure 132 illustre la même information mais en l'associant à la loi de puissance résiduelle du GFR. On peut alors déterminer la durée de refroidissement qui sera nécessaire avant que la puissance résiduelle soit suffisamment faible pour qu'elle soit évacuée en convection naturelle. Par exemple, pour un cœur SiC d'une puissance de pompage de 80 kW, à 10 bars en azote, il faudra attendre environ 1 heure avant que la convection naturelle ne puisse évacuer la puissance résiduelle. Pour un cœur avec 40 kW de puissance de pompage, dans les mêmes configurations il faut attendre environ 1 minute.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

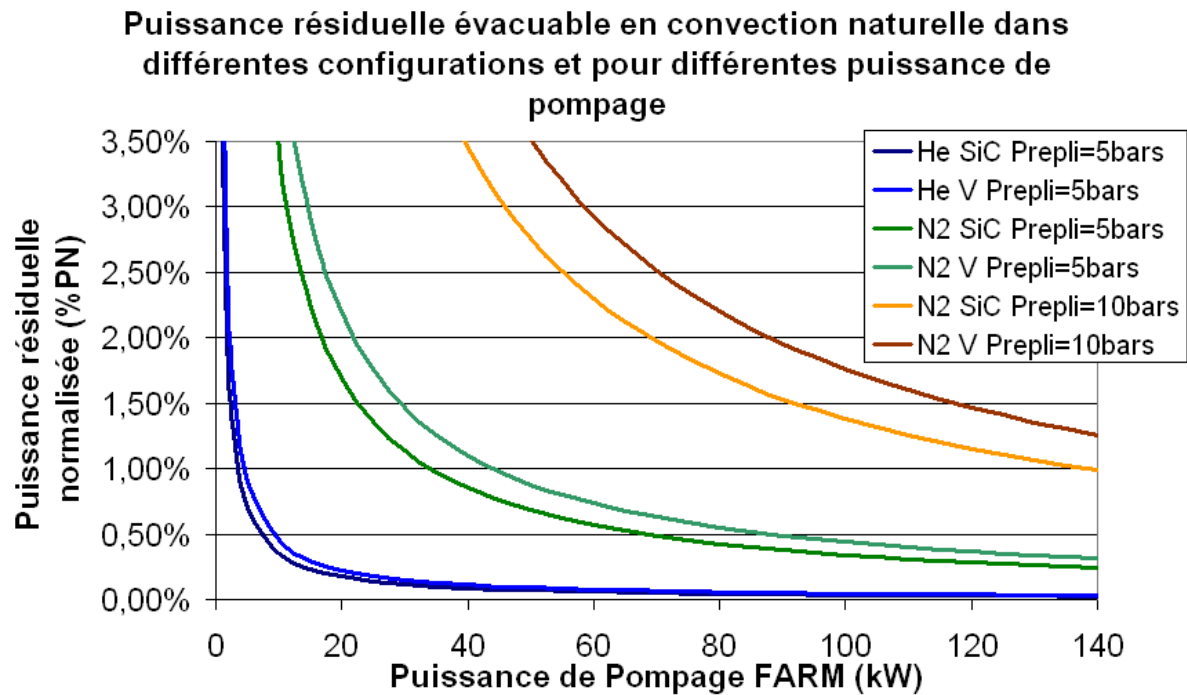


Figure 131 : Puissance résiduelle évacuée en convection naturelle pour différents cœurs, avec des puissance de pompage variables

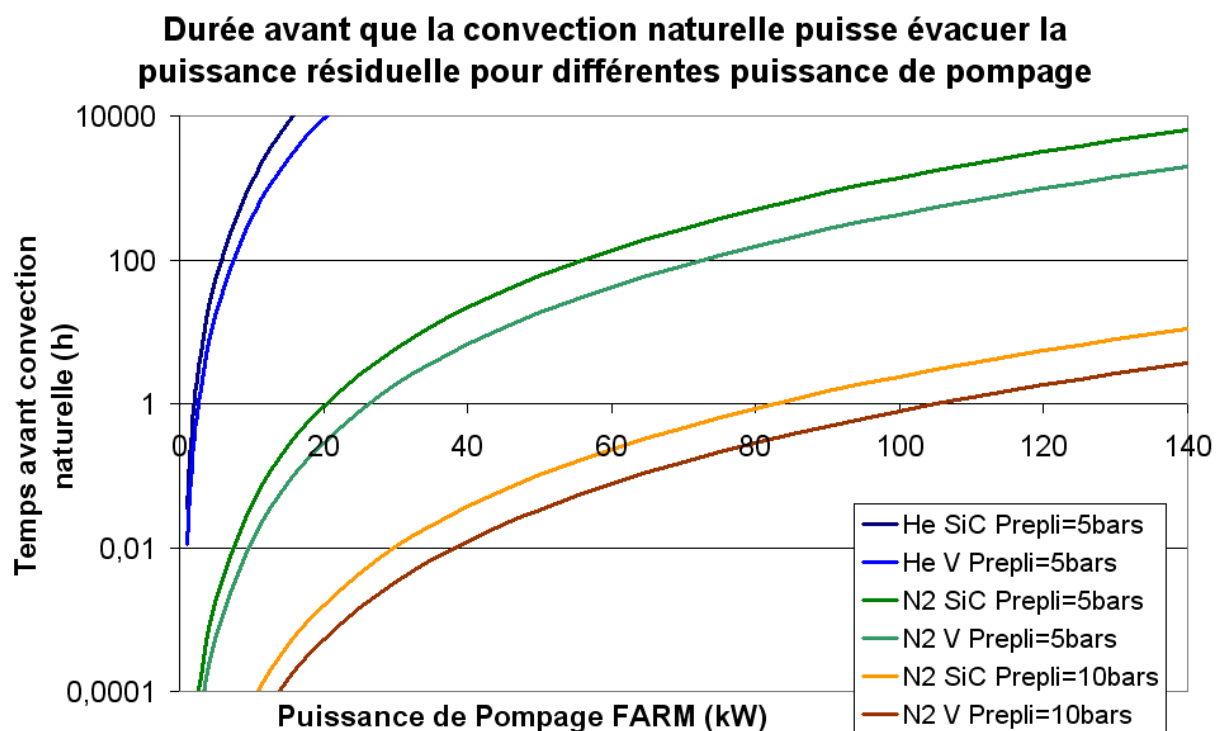


Figure 132 : Durée avant que la convection naturelle puisse évacuer la puissance résiduelle pour différentes configurations

Ces considérations sur la convection naturelle ne doivent pas non plus éclipser l'interprétation la plus simple de la puissance de pompage, c'est-à-dire que la minimiser

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

revient de toute façon à minimiser la puissance des pompes de secours, ce qui facilite également le dimensionnement de leurs batteries ou de leurs diesels.

Une autre interprétation possible est liée au fait que certains cœurs optimisés par FARM permettent d'atteindre des puissances de pompage de l'ordre de 40 kW, et qu'à partir de cette valeur la convection naturelle peut alors évacuer 3% PN en azote à une pression de repli de 10 bar (c'est-à-dire la puissance résiduelle atteinte au bout de quelques minutes). Si l'enceinte de repli et les systèmes d'injection d'azote atteignaient ces performances, ces cœurs pourraient alors potentiellement ne pas avoir besoin de convection forcée supplémentaire même en cas de grosses brèches, ce qui facilite alors grandement la démonstration de sûreté.

Maintenant qu'on commence à avoir une idée des gains possibles sur les systèmes avec des cœurs, il est alors important de pouvoir estimer leur coût. En effet, quel serait le « prix » d'améliorer la puissance de pompage de façon à avoir des gains significatifs sur les systèmes. Pour répondre à cette question, on présente dans le chapitre 6 des « tableaux d'équivalence », qui permettent d'évaluer en moyenne l'impact sur une performance de la modification d'une autre. Ainsi, à partir d'interpolations du front de Pareto, on montre que même si cela dépend des cœurs, en moyenne diminuer la puissance de pompage de quelques dizaines de kW coûte de l'ordre de 1t/GWe de MSPu (toutes les autres performances étant égales par ailleurs). Cela signifie que passer d'un cœur qui aurait la même puissance de pompage que le cœur de référence, à un cœur dont la puissance de pompage de l'ordre de 50 kW, coûte environ 2 à 4 t/GWe. Si jamais les performances de l'enceinte de repli et des injecteurs d'azote étaient suffisantes cela permettrait alors de se passer des pompes de secours en cas de dépressurisation ; c'est notamment le parti pris qui a été fait pour sélectionner les cœurs « Mozart » « Midas » « Arsène Lupin » et « Maupertuis ». Est-ce que quelques pompes « valent » plusieurs tonnes de Pu par GWe sur un cycle ? C'est au concepteur de le dire ; FARM ne fait que proposer cette solution.

Pour des cœurs à puissance de pompage un peu plus élevée, de l'ordre de 80 kW, la question se pose alors en termes de dimensionnement. Est-ce que perdre ou gagner de l'ordre d'une tonne par GWe de MSPu, vaut le fait d'augmenter/réduire de 10% la puissance des pompes de secours et leur autonomie de plusieurs heures ? Ou de rajouter/enlever un accumulateur d'azote (la pression finale dans l'enceinte de repli dépend de la quantité de gaz totale et donc du nombre d'accumulateurs) ? Ou de modifier la hauteur motrice des boucles d'évacuation de puissance résiduelle (elle est proportionnelle à la puissance de pompage) ? C'est au concepteur d'en juger.

Pour finir, on peut également se faire une idée en regardant les puissances de pompages des autres systèmes à caloporteurs gaz qui ont été dimensionnés et dont l'analyse de sûreté actuelle du CEA se révèle satisfaisante : tout d'abord le cœur de référence (85 kW), mais aussi le prototype de GFR ALLEGRO. Ce petit réacteur (75 MWth) utilise de l'hélium comme caloporteur, un combustible oxyde et une gaine acier pour démontrer la faisabilité d'une filière de réacteurs à gaz. Sa puissance de pompage est alors de 1 kW, ce qui ramené à sa puissance fait 14 kW/GWth (ou W/MWth), contre 35 kW/GWth pour le cœur de référence. Proportionnellement à sa puissance la conception d'ALLEGRO en fait donc un cœur plus performant que le cœur de référence vis-à-vis de la puissance de pompage, à peu près aussi performant que les cœurs GFR à faible puissance de pompage (de l'ordre de 50 kW). Néanmoins, ces cœurs ont des objectifs, des matériaux et des conceptions extrêmement différentes, donc la comparaison peut difficilement aller plus loin. Pour finir, on trace Figure 134 (page 261), la répartition en puissance de pompage des différents cœurs sélectionnés dans FARM, comparativement au cœur de référence et ALLEGRO. Cela permet d'avoir une idée de la plage de variation de ce paramètre.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

En conclusion, on retiendra que la puissance de pompage est un estimateur de sûreté très important vis-à-vis de la sûreté d'un GFR en situation dépressurisée. Afin de conserver de bonnes propriétés de convection naturelle en pression nominale, on ne choisira pas de cœurs ayant des puissances de pompage supérieures à 200 kW. On note également qu'associés à des systèmes d'injection d'azote très performants, des cœurs ayant des puissances de pompage de l'ordre de 50 kW pourraient se passer de pompes de secours en situation dépressurisée. Entre ces deux valeurs, tout est une question de compromis et d'optimisation entre les systèmes et les capacités de sûreté intrinsèque du cœur.

5.2 Considérations sur le temps de sursis

Après avoir étudié la puissance de pompage, on s'intéresse ici à un autre estimateur de sûreté pris en compte dans FARM : le temps de sursis. On rappelle brièvement que le temps de sursis, mesure les effets d'inertie du cœur, en étant défini comme le temps avant dégradation de la gaine, en puissance résiduelle dans des conditions adiabatiques (voir définition précise au 1.2.2.1).

5.2.1 *Inertie thermique cœur*

Avant toute considération sur le domaine admissible de temps de sursis, il est important de bien comprendre quelle est l'utilité d'avoir une inertie thermique dans le cœur.

On rappelle tout d'abord que dans les systèmes ayant un caloporteur dense tels que l'eau, le sodium ou encore le plomb, en situation accidentelle l'inertie du caloporteur est telle qu'elle permet d'emmagasiner la puissance résiduelle du cœur durant plusieurs heures avant que la mise en place de moyens d'évacuation de la puissance soit nécessaire. Dans les réacteurs à gaz, cette inertie est extrêmement faible. Ainsi, le réacteur ne dispose que de l'inertie du cœur pour stocker la chaleur en attendant la mise en place de moyens d'évacuation de la puissance. L'inertie des composants primaires (par exemple la cuve), peut également permettre d'emmagasiner une partie de la puissance résiduelle, mais nécessite pour cela la mise en place d'une convection naturelle suffisante. C'est pour cette raison que l'on a défini le temps de sursis dans le cas des réacteurs à gaz. Pour les réacteurs à sodium, cet estimateur ne serait par contre pas pertinent.

Ainsi, l'inertie du cœur doit pouvoir permettre de stocker la puissance résiduelle jusqu'à la mise en place d'un moyen d'évacuation de la puissance. Or, le plus grand laps de temps où un cœur serait susceptible de ne pas être refroidi correspondrait au temps entre la fermeture des vannes des échangeurs de chaleurs primaires et l'ouverture de celles des boucles d'évacuation de la puissance résiduelle. Or, dans les études actuelles, la durée maximale considérée entre ces deux événements est de 10 secondes. Par ailleurs le temps de mise en place de la convection naturelle étant de l'ordre de quelques secondes, on peut en déduire qu'un temps de sursis minimal de l'ordre de 15 secondes peut être imposé dans FARM.

La seconde situation où l'inertie du cœur est importante est dans le cas où la puissance résiduelle est supérieure à la capacité d'évacuation du gaz pendant un certain temps. Par exemple, si le débit de repli (fourni par des pompes ou par de la convection naturelle) permet d'évacuer 3%PN, durant les 4 premières minutes de l'accident où la puissance résiduelle est alors supérieure à 3%PN, le cœur va alors s'échauffer. L'échauffement du cœur peut alors se mesurer à l'aide du rapport P_{th}/Q (puissance sur débit). Il est donc important que le cœur puisse transitoirement emmagasiner une certaine quantité d'énergie sans atteindre des températures trop élevées. Toutefois, cet aspect de

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

l'inertie du cœur est alors fortement couplé au scénario accidentel et aux capacités de refroidissement du cœur. Ainsi, un cœur avec une plus faible inertie (faible temps de sursis) mais qui se refroidit plus facilement (faible puissance de pompage) qu'un autre cœur est tout à fait susceptible de passer le transitoire aussi bien que l'autre. Le temps de sursis ne peut alors pas être considéré en valeur absolue, l'inertie requise par le cœur va dépendre de sa puissance de pompage. Ainsi, sans faire d'études de transitoire détaillées, avec un système donné (ce qui n'est rappelons pas l'objectif de FARM, puisqu'il faudrait alors inclure l'optimisation de l'ensemble du système), il est très difficile de statuer sur les gammes de temps de sursis acceptables pour un cœur, et les gains sur le système que permet une variation de cet estimateur.

Par contre, un autre phénomène très important est relié à cette problématique ; l'inertie des pompes. En effet, lorsque les pompes s'arrêtent, elles vont naturellement avoir une certaine inertie et le débit ne va pas s'arrêter instantanément. On montre alors qu'en cas d'arrêt des pompes, sachant que celles actuellement considérées pour ALLEGRO et le GFR, n'ont aucun volant d'inertie additionnel, le débit décroît durant les premiers instants avec une loi de la forme (où t est le temps en seconde, et τ une constante de temps d'environ 4 secondes) :

$$Q(t) = \frac{Q_{nom}}{1 + \frac{t}{\tau}}$$

Dans des situations de dépressurisation, mais où on suppose que les circulateurs d'évacuation de la puissance résiduelles fonctionnent, les chutes de débit observées sont relativement similaires. On n'envisage néanmoins pas le cumul des deux situations (où l'on perdrait simultanément les pompes primaires et la pression), car il s'agit de deux événements très improbables qui n'ayant aucun lien, ont une probabilité extrêmement faible d'arriver simultanément.

Le simple temps nécessaire à la chute de débit va alors permettre d'évacuer la puissance résiduelle encore très importante durant les premiers instants, et même de refroidir le cœur. Par exemple, la puissance du cœur étant supposée passer de 100%PN à quelques pourcents en quelques secondes, alors que le débit va rester supérieur à 3% du débit nominal durant environ les deux premières minutes. Le cœur va donc être sur-refroidi durant les premiers instants et voir sa température baisser. Ce phénomène fournit alors une inertie supplémentaire non négligeable. Pour appréhender un peu mieux ceci, on réalise des calculs CATHARE, où l'on modélise l'arrêt du réacteur, avec la loi de débit ci-dessus, en ne prenant en compte aucun moyen d'évacuation de puissance résiduelle supplémentaire (pas de pompes de secours ni de convection naturelle). On obtient alors des courbes telles que présentée sur la Figure 133. On constate alors que si le temps de sursis du cœur de référence est de 170 secondes sans prendre en compte l'inertie des pompes, le fait de la considérer permet alors d'atteindre un temps avant de dégradation de la gaine de 760 secondes (12 minutes). Pour donner un ordre d'idée la puissance résiduelle atteint 3%PN en 4 minutes. En effet, on observe alors bien le fait que durant les premiers instants de l'accident la température du cœur va diminuer, comme expliqué précédemment. Et au final, lorsque l'on fait le bilan en terme d'énergie, on réalise que 70% de l'énergie dégagée durant le transitoire est évacuée par l'inertie des pompes, et que l'inertie du cœur, entre la température nominale et la température de dégradation mesurée par le temps de sursis, ne représente que 30% de l'énergie.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

Estimation du temps de sursis en prenant en compte l'inertie des pompes

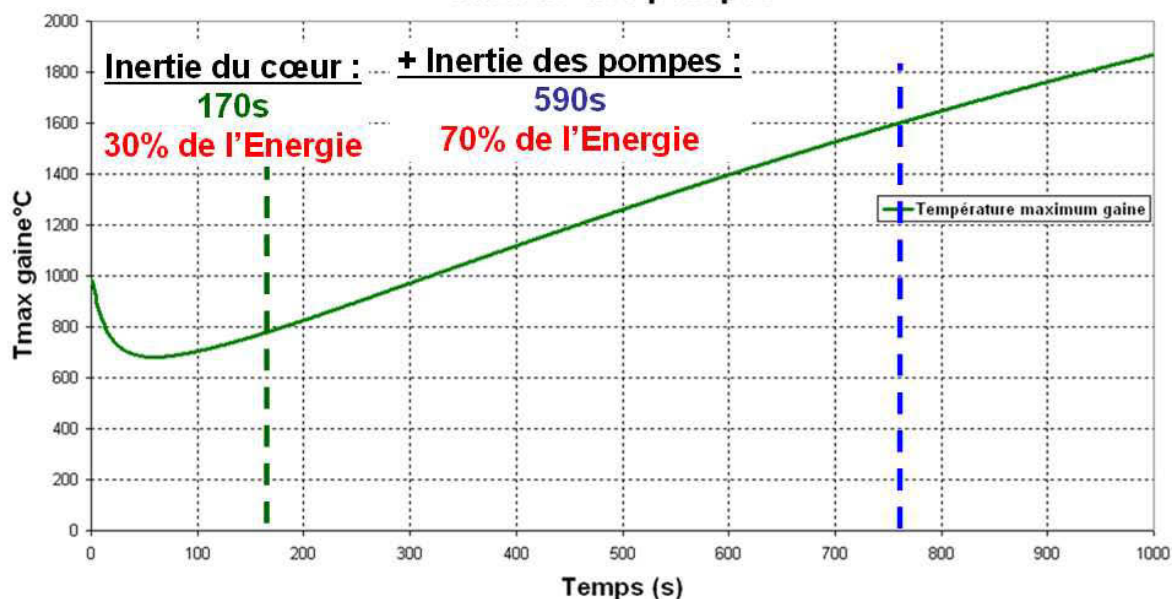


Figure 133 : Calcul du temps de sursis avec l'inertie des pompes, sur le cœur de référence

On obtient des résultats similaires même dans des situations où le cœur ne s'éteint que plusieurs secondes après l'arrêt des pompes.

Ainsi, premièrement la prise en compte de ce phénomène permet d'obtenir des durées avant la dégradation de la gaine, tout à fait compatibles avec une décroissance de la puissance résiduelle suffisante pour qu'elle soit évacuée par convection naturelle. Mais surtout, on retrouve toujours la même question de savoir si la sûreté doit être placée dans le cœur, ou dans les systèmes. Par exemple, les cœurs vanadium issus des optimisations FARM ont des temps de sursis sans inertie des pompes très réduits, entre 50 et 100 secondes, à cause de la faible tenue à haute température du vanadium (comparée à celle du SiC). Mais malgré tout, en prenant en compte la loi de chute de débit (avec l'hypothèse que l'énergie évacuée est la même), un cœur vanadium avec un temps de sursis de 50 secondes, peut alors tenir 600 secondes sans refroidissement supplémentaire avant de commencer à dégrader ses gaines.

On donne par ailleurs dans le Tableau 31, les valeurs de temps de sursis obtenues avec CATHARE sur le cœur de référence pour différentes valeurs du paramètre τ (les valeurs 5 et 6 secondes correspondant à des pompes avec des petits volants d'inertie). On constate alors que si l'on a besoin de plus de temps avant la dégradation de la gaine, augmenter l'inertie des pompes est un moyen très efficace pour l'atteindre.

τ	$\tau = 0s$	$\tau = 4s$	$\tau = 5s$	$\tau = 6s$
Temps avant dégradation de la gaine (s)	170	760	860	960

Tableau 31 : Temps de sursis prenant en compte l'inertie des pompes pour différentes loi de débits pour le cœur de référence

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

Mais il faut bien évidemment comparer le coût de cette inertie supplémentaire dans les pompes avec le coût requis pour mettre cette même inertie dans le cœur. Or, on montre au chapitre 6, que pour les différents types de cœurs étudiés dans FARM, le fait d'augmenter de l'ordre d'une dizaine de secondes le temps de sursis d'un cœur, « coûte » de l'ordre de 1t/GWe de MSPu. La question à se poser est alors : dans une situation où un cœur ne disposerait pas d'une inertie suffisante, vaudrait-il mieux dépenser plusieurs tonnes par GWe de MSPu pour ajouter quelques dizaines de secondes d'inertie dans le cœur, ou bien ajouter un peu d'inertie sur les pompes primaires, ce qui induirait un coût mais qui serait probablement inférieur. De plus, une autre solution pourrait également consister à ajuster la hauteur motrice de convection naturelle (limitée par des questions d'encombrement), ou le nombre d'accumulateurs, pour mieux refroidir le cœur et ainsi pouvoir « se passer » de cette inertie. Telles sont les questions que doit se poser le concepteur.

5.2.2 Conséquences sur l'utilisation du temps du sursis

Dans FARM, même si on ne dispose à l'heure actuelle d'aucun élément chiffré sur le coût d'une tonne par GWe de MSPu et de l'ajout d'un volant d'inertie, on considère qu'ajouter un volant d'inertie (même très faible) aux pompes primaires sera moins coûteux qu'ajuster la conception cœur (et avoir un coût en MSPu). Ainsi, dans le chapitre 6, on aura tendance à sélectionner des cœurs à bas temps de sursis, car cela permettra d'améliorer les autres performances ou les autres estimateurs de sûreté. Dans les fronts de Pareto obtenus après les optimisations, il y a une très grande variété de profils de cœurs. Certains ont des très grands temps de sursis, mais des autres performances réduites. Certains ont des temps de sursis réduits mais de meilleures performances soit en termes de MSPu, MRPU, ou de puissance de pompage, etc... Ainsi, la démarche considérée dans la sélection des cœurs issus du front de Pareto, consiste à privilégier les autres performances par rapport au temps de sursis, sur la majorité des cœurs. Néanmoins, certains cœurs ont été spécifiquement choisis pour leur haut temps de sursis (« Oui Oui » « Mathieu » « Toutankhamon » et « Avatar ») pour illustrer les capacités d'amélioration de ce paramètre.

Afin d'illustrer les plages de variations de temps de sursis possible, on trace pour les 3 types de cœurs étudiés dans FARM la répartition en temps de sursis et puissance de pompage des différents cœurs sélectionnés au chapitre 6 sur la Figure 134. Il faut bien avoir en tête qu'il ne s'agit que d'une représentation très partielle d'un front de Pareto à 9 ou 10 dimensions. Les différents cœurs affichés n'ont alors pas les mêmes performances de MSPu, MRPU, diamètre, et pression interne maximale (le cas échant). Ils ne sont donc pas comparables. Toutefois, cela permet de donner un ordre d'idée des plages de variations possibles.

On trace tout d'abord, afin d'avoir des points de repère, le cœur de référence, ainsi que le cœur ALLEGRO. On constate alors que le cœur ALLEGRO n'a un temps de sursis que de 30 secondes (alors que sa sûreté est jugée satisfaisante par le CEA), ce qui illustre bien le fait que des inerties plus importantes ne sont pas forcément nécessaires si le refroidissement est suffisant ou que l'inertie des pompes est suffisante. Ce très faible temps de sursis est dû au fait qu'ALLEGRO utilise une gaine acier dont la tenue à haute température est très réduite (plus faible que celle du vanadium). Afin de pouvoir comparer les puissances de pompages du GFR et d'ALLEGRO, on les normalise à la puissance thermique du réacteur afin d'obtenir des grandeurs comparables. Les cœurs situés en haut à gauche sont alors des cœurs à très haute sûreté intrinsèque vis-à-vis de ces deux estimateurs (faible puissance de pompage, haut temps de sursis), les cœurs en bas à droite, sont alors des cœurs à faible sûreté intrinsèque (faible temps de sursis, haute puissance de pompage), mais avec des meilleures performances sur les autres estimateurs.

Carte des cœurs FARM en PP et Tsursis

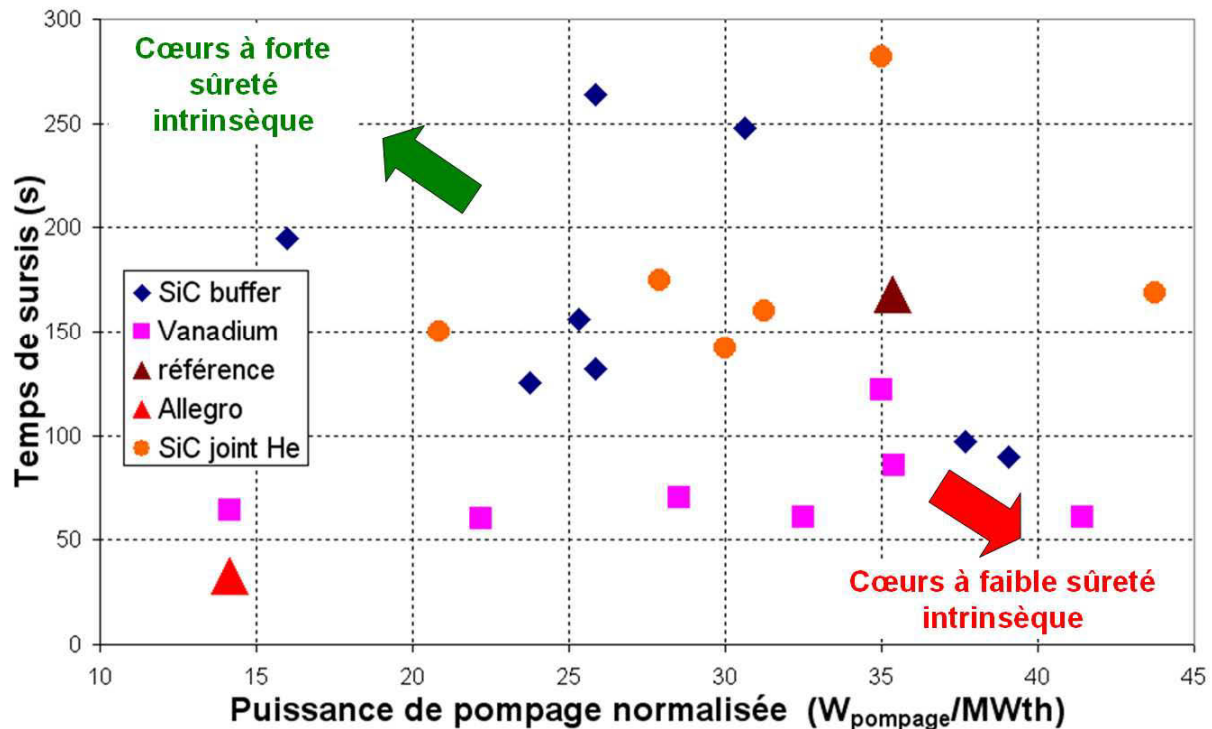


Figure 134 : Carte des cœurs FARM en puissance de pompage normalisée et temps de sursis

On constate ensuite que les cœurs SiC avec joint He, ont toujours des temps de sursis supérieurs à 130 secondes. En effet, la mauvaise conductivité thermique du jeu limite alors fortement la puissance linéique, ce qui implique des temps de sursis relativement élevés. La majorité des cœurs sélectionnés ont alors des temps de sursis autour de 150s mais, si on en accepte le prix sur les autres performances, des cœurs avec des temps de sursis d'environ 280s sont accessibles. De faibles puissances de pompage sont également accessibles, de l'ordre de 50 kW.

Pour les cœurs buffer, la conductivité du jeu étant meilleure, il est possible de concevoir des cœurs avec une bien plus haute puissance linéique et donc des temps de sursis réduits de l'ordre de 90 secondes. Des cœurs à haut temps de sursis peuvent également être trouvés (au-delà de 250s). Au niveau de la puissance de pompage des cœurs à faibles (de l'ordre de 40 kW) comme hautes puissances de pompage (100 kW) peuvent également être trouvés. Le front de Pareto contenait des puissances encore plus élevées, mais elles n'ont pas été sélectionnées.

On peut remarquer une caractéristique forte des cœurs vanadium, qui est leur faible temps de sursis. En effet, elle est alors de l'ordre de 60 secondes, même si pour certains profils, on peut sélectionner des temps de sursis atteignant 130s. Une autre remarque importante est que la plage de variation de la puissance de pompage est sensiblement la même que celle des cœurs SiC. Ceci n'était pas du tout évident a priori puisque la définition de la puissance de pompage dépend de la température maximale admissible du matériau et qu'elle est bien plus faible que celle du SiC. On expliquera alors au 6.3 comment la conception du cœur s'est adaptée afin de conserver cette plage de variation.

Avant de conclure sur le temps de sursis, une dernière remarque est intéressante. On constate que le temps de sursis est très corrélé à l'estimateur de sûreté non-protégé « réactivité maximale insérable » (voir 1.2.2.2). En effet, cet estimateur mesure la réactivité

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

maximale insérable par effet doppler avant dégradation du combustible. Ainsi plus un combustible est froid, plus son temps de sursis sera élevé, plus l'anti-réactivité que pourra fournir l'effet doppler sera importante. Cet estimateur dépend également de la constante doppler, qui elle n'est pas liée au temps de sursis, mais malgré cela, on constate un coefficient de corrélation de 90% minimum entre le temps de sursis et la réactivité maximale insérable. Ainsi, des cœurs à faible temps de sursis (au sein d'un même type de réacteur, car le changement de matériau n'aura pas d'influence) auront des réactivités maximales insérables plus faibles. Toutefois, sans informations supplémentaires sur la nécessité d'améliorer ou de détériorer cet estimateur, on ne peut en tirer aucune contrainte supplémentaire sur le temps de sursis.

Ainsi, en conclusion, disposer d'inertie dans le cœur du réacteur (grandeur physique mesurée par le temps de sursis) peut être nécessaire dans les situations où le cœur manque de refroidissement (grandeur mesurée par la puissance de pompage). Toutefois, étant donné que l'inertie des pompes va être beaucoup plus importante au cours du transitoire, et qu'elle sera très probablement beaucoup moins coûteuse à obtenir que l'inertie du cœur, on fait le choix dans FARM de rechercher principalement des cœurs à faibles temps de sursis afin de favoriser les autres performances du cœur. Certains cœurs seront tout de même sélectionnés à haut temps de sursis. On vérifie cependant que les faibles temps de sursis obtenus (de l'ordre de 60s au minimum) restent acceptables vis-à-vis d'éventuelles coupures de débit (de l'ordre de 15s) et des autres cœurs conçus (ALLEGRO a un temps de sursis de 30 secondes).

5.3 Considérations sur les valeurs admissibles de pression interne maximale

Après avoir porté notre attention sur la puissance de pompage et le temps de sursis, on s'intéresse ici au dernier estimateur de sûreté protégé considéré dans FARM : « la pression interne maximale ». On présente alors ici quelques considérations concernant les valeurs admissibles de pression interne maximale dans le SiC.

On rappelle tout d'abord que cet estimateur mesure la capacité de la gaine à résister aux contraintes de pression qu'elle est susceptible de subir au cours d'un accident de dépressurisation. En effet, au cours d'un accident de brèche primaire, la pression du caloporteur diminue fortement, et il est possible que le manque de refroidissement conduise à une élévation de la température, et donc de la pression des gaz contenus dans l'aiguille. Le différentiel de pression entre l'intérieur et l'extérieur de l'aiguille peut alors devenir très important et conduire à des ruptures de gaines. Afin de limiter et mesurer ce phénomène, on a alors défini l'estimateur de sûreté qui mesure cette pression interne en situation accidentelle : « la pression interne maximale ». Cet estimateur n'est considéré que pour les aiguilles gainées en SiC, car dans le cas d'une aiguille vanadium, cet accident est déjà pris en compte dans le dimensionnement (voir 3.1.4.4).

D'ordinaire, lorsque la réponse du matériau de gainage est bien connue et que l'on dispose de codes et normes associées (comme sur les aciers), la pression interne maximale de l'aiguille est déduite des contraintes de tenue mécanique de la gaine, et ce phénomène physique intervient alors comme une contrainte plutôt qu'un estimateur de sûreté. Cependant, les incertitudes actuelles sur la tenue du SiC en pression sont telles qu'un critère est impossible à fixer à l'heure actuelle. On préfère alors définir un estimateur de sûreté, la pression interne maximale, et étudier des cœurs atteignant différents niveaux de pression. Lorsque la réponse du SiC sera mieux connue, on pourra alors sélectionner le cœur le mieux adapté parmi les résultats.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

Cependant, pour se donner une idée on présente ci-dessous quelques calculs d'ordre de grandeur qui permettront de se représenter les valeurs de pression à ne pas dépasser.

En effet, avec une modélisation très simple de mécanique, d'un tube droit infini sous pression, avec l'hypothèse que l'épaisseur de la gaine est faible devant le rayon (voir Figure 135), on montre que la contrainte circonférentielle s'écrit [RCC00] :

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\Delta P \times r}{e}$$

Cette contrainte étant la plus pénalisante dans ce cas on peut en déduire la différence de pression maximale admissible suivant la contrainte autorisée.

$$\Delta P = \frac{\sigma_{\max} \times e}{r}$$

Ainsi, avec les contraintes de limites élastiques (80 MPa) et de limite à rupture (300 MPa), pour une épaisseur de 1 mm, et un rayon de l'ordre de 5 mm (~3.5 mm pour le cœur de référence), les différences de pressions admissibles sont respectivement de **170** et **600 bars**.

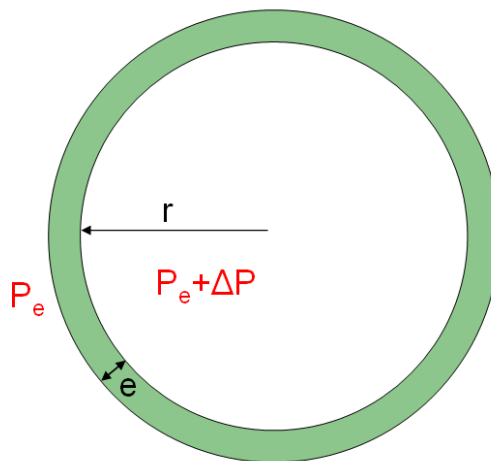


Figure 135 : Schéma d'un tube sous pression interne

Cependant, il est important de noter que la limitation en pression des aiguilles combustibles ne sera pas vraisemblablement pas due à la tenue en pression de la gaine, mais plus à la tenue des brasures (équivalent de soudure en SiC) des bouchons (fermetures étanches supérieures et inférieures de l'aiguille). C'est pourquoi, en réalité des différences pressions supérieures à 100 ou 200 bars risquent d'être inadmissibles.

Il est également très important de souligner que le calcul de la pression interne maximale qui est fait dans FARM est très conservatif. En effet, même lors d'un scénario accidentel, la température du vase d'expansion inférieur ne s'élèvera jamais à 1500°C (température considérée pour le calcul de la pression interne maximale), et restera proche de la température d'entrée cœur, dont il est totalement exclu qu'elle dépasse 1000°C, même en accident non-protégé.

Chapitre V

Considérations sur les estimateurs de sûreté

Par ailleurs, la répartition du cœur en deux demi-aiguilles (voir 2.1.1), devrait permettre via une petite optimisation de diminuer la pression à l'intérieur des aiguilles. En effet, le vase d'expansion inférieur subissant des températures beaucoup plus froides (même en situation accidentelle), il pourrait accueillir une quantité beaucoup plus importante de gaz (He et gaz de fission) que le vase supérieur, pour une pression maximale donnée. Une optimisation de la répartition de la zone fissile dans les deux demi-aiguilles, et leurs pressions initiales en hélium devrait donc permettre une marge d'optimisation, afin qu'en situation accidentelle, les pressions maximales pour chaque vase soient identiques, et ainsi potentiellement réduire la pression subie par l'aiguille par rapport à la pression estimée par FARM.

Par ailleurs, il est également important de noter que, sauf accident de dépressurisation, la pression à l'extérieur de la gaine est généralement de 70 bars. Ainsi, pour une pression interne de 200 bars, la gaine ne devrait supporter qu'un différentiel de pression de 130 bars. Toutefois, l'estimateur de sûreté de pression interne maximale se réfère lui à un accident dépressurisé en considérant une pression extérieure nulle.

Il ne faut d'ailleurs surtout pas perdre de vue que la pression interne maximale calculée par FARM n'est pas à prendre en valeur absolue (pour les questions de températures et vases d'expansion supérieurs/inférieurs citées précédemment), mais bien comme un estimateur de sûreté. Il n'a de sens qu'en relatif pour comparer des cœurs.

Par ailleurs, à titre indicatif on fournit dans le Tableau 32, la pression en fin de vie calculée par *METEOR* en régime nominal, sans modéliser les deux demi-aiguilles (le calcul considère une seule aiguille comme la modélisation FARM (voir 2.1.1), comparée à la pression interne maximale pour deux cœurs différents ; le cœur de référence et le cœur « D'artagnan » (voir 6.1.2.3). On remarque alors qu'il y a un peu plus d'un facteur 2 entre la pression réelle en fin de vie à l'intérieur de l'aiguille dimensionnante et l'estimateur de sûreté. Il s'agit donc bien d'un calcul conservatif.

Cœur considéré	Pression en fin de vie nominale <i>METEOR</i> (bar)	Pression interne maximale accidentelle FARM (bar)
Référence mars 2009	53	121
D'Artagnan	90	210

Tableau 32 : Comparaison entre les pressions réelles à l'intérieur de l'aiguille en fin de vie et l'estimateur de sûreté Pression Interne Maximale

C'est pourquoi, compte tenu des ces incertitudes sur les propriétés mécaniques du SiC, et des modèles simplifiés considérés, la gamme de pression interne maximale considérée dans FARM s'étend de 100 bars (limite basse considérée comme ne présentant pas de difficulté majeure) à 250 bars (limite optimiste).

Toutefois, cet estimateur ne prenant finalement pas parfaitement en compte toute la mécanique du SiC, on présente également dans l'annexe 10.8 « Reflexions sur un nouvel estimateur de sûreté de la tenue mécanique du SiC » le début d'une réflexion visant à mettre au point un estimateur plus général de la tenue mécanique de la gaine. Toutefois ces réflexions et les données nécessaires, étant intervenues en toute fin de la thèse, et restant très incomplètes, elles n'ont pas été ni implémentées ni utilisées dans FARM, où l'on ne considérera que la pression interne maximale.

5.4 Conclusion

En conclusion de ce chapitre, on peut dire que, pour chacun des estimateurs de sûreté protégés définis dans FARM, on a alors une idée des plages admissibles, ainsi que de l'impact de ces paramètres sur la conception système.

On constate néanmoins que, pour les cœurs de GFR 2400 MWth, avec l'objectif d'isogénération à l'équilibre, finalement, la sûreté du réacteur repose beaucoup plus sur la conception des systèmes que sur la conception du cœur. En effet, en cas de dépressurisation, l'évacuation de la puissance résiduelle en convection naturelle nécessitera toujours, quelle que soit la conception du cœur, des hauteurs motrices importantes (de l'ordre de 10m). Et sur la majorité des cœurs, l'optimisation de la puissance de pompage ne revient qu'à un ajustement de la puissance des pompes, ou du nombre de réservoirs d'azote. Seuls quelques cœurs extrêmes à très faible puissance de pompage, seraient susceptibles de pouvoir se passer de système de convection forcée en cas de grosse brèche primaire. Ce serait effectivement un gain significatif, mais qui reposerait alors toujours sur d'autres systèmes (enceinte de repli, systèmes d'injection d'azote, et boucle d'évacuation de puissance résiduelle) en nécessitant de hautes performances de leur part. L'inertie thermique du cœur est, quant à elle, peu influente devant l'inertie des pompes. Et la nécessité ou non d'une telle inertie dépend très fortement des capacités de refroidissement du cœur, et donc des systèmes. Seuls les aspects de physique du combustible associés à la pression interne maximale mesurent une grandeur liée à la sûreté qui est vraiment intrinsèque au cœur. Même les accidents non-protégés dépendent beaucoup des hypothèses du scénario accidentel, qui dépendent des systèmes.

Ainsi, contrairement au VHTR, la sûreté d'un réacteur tel que le GFR pour les accidents protégés, n'est que très peu dans la conception cœur, et dépend essentiellement de la conception système. Il y a certes une interface, et l'approche FARM montre bien qu'avec des estimateurs de sûreté tels que la puissance de pompage et le temps de sursis, on peut faciliter la conception système pour le niveau de sûreté requis. Mais ce qui ressort de ce chapitre est que finalement, pour respecter les objectifs de sûreté du GFR, l'essentiel des efforts devront être portés sur les systèmes. Et c'est d'ailleurs la direction qu'ont suivi les études du CEA ces dernières années, en dimensionnant des systèmes pour un cœur donné afin de respecter les contraintes de sûreté. L'approche FARM permet alors de proposer de nombreux autres cœurs, dont certains seront peut-être plus adaptés, permettant alors une « optimisation » ou un ajustement des systèmes. Mais il est probablement peu pertinent de trop dégrader les performances physiques du cœur et du cycle (MSPu, MRPu) pour obtenir des cœurs à haute sûreté intrinsèque, qui auront malgré tout besoin, de pratiquement les mêmes systèmes.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

« L'enthousiasme est à la base de tout progrès. »

Henri ford

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

6	CHAPITRE VI APPLICATION A L'ETUDE DU GFR.....	266
6.1	CŒURS SiC AVEC JOINT HE	268
6.1.1	<i>RAPPELS DES HYPOTHESES IMPORTANTES</i>	268
6.1.2	<i>RESULTATS.....</i>	269
6.1.2.1	<i>RESULTATS GENERAUX.....</i>	270
6.1.2.2	<i>VISUALISATION DES PERFORMANCES DES CŒURS.....</i>	273
6.1.2.3	<i>SELECTIONS DE CŒURS</i>	274
6.1.3	<i>OPTIMALITE DU CŒUR DE REFERENCE.....</i>	282
6.2	CŒURS SiC AVEC BUFFER	285
6.2.1	<i>RAPPELS DES HYPOTHESES IMPORTANTES</i>	285
6.2.2	<i>RESULTATS.....</i>	285
6.2.2.1	<i>RESULTATS GENERAUX.....</i>	285
6.2.2.2	<i>SELECTIONS DE CŒURS</i>	287
6.2.2.3	<i>PROPOSITION D'UN CŒUR DE REFERENCE BUFFER</i>	296
6.3	CŒURS VANADIUM.....	297
6.3.1	<i>RAPPELS DES HYPOTHESES IMPORTANTES</i>	297
6.3.2	<i>RESULTATS.....</i>	299
6.3.2.1	<i>RESULTATS GENERAUX.....</i>	299
6.3.2.2	<i>VISUALISATION DES PERFORMANCES DES CŒURS.....</i>	302
6.3.2.3	<i>SELECTIONS DE CŒURS</i>	303
6.3.2.4	<i>ANALYSE DE SENSIBILITE</i>	310
6.4	CONCLUSION SUR LES RESULTATS.....	313

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Une fois la méthode et l'ensemble des modèles mis en place, on peut alors utiliser FARM pour optimiser la conception des trois concepts de cœurs définis précédemment (3.1.1) ; les cœurs gainés SiC, avec soit un joint Hélium (6.1), soit un buffer (6.2), et les cœurs gainés Vanadium (6.3).

Pour chaque concept, on rappelle les principales hypothèses et contraintes d'optimisation, puis quelques résultats généraux, avant de sélectionner et détailler les performances de quelques cœurs parmi tout le front de Pareto. De plus, une petite étude supplémentaire a été réalisée afin de déterminer si le cœur de référence était optimal ou non (6.1.3). Le détail des performances et des géométries de tous les cœurs sélectionnés et présentés dans ce chapitre est donné dans l'annexe 10.9 « Cœurs issus des optimisations FARM ».

On précise aussi que les performances présentées ici sont celles calculées par FARM, et ne prennent pas en compte les résultats des validations ultérieures présentées au 3.3.4.2, 3.4.2 et 4.3.2. Par exemple, une incertitude de 5% sur le burn-up (telle que obtenue au 3.3.4.2), induira une incertitude de 5% sur le MRPU (soit de l'ordre 0,15 t/GWe.an), et d'environ moitié moins (à cause du temps de refroidissement du combustible, voir 1.2.2.1) sur le MSPu, soit moins d'une tonne par GWe. Toutes les valeurs de ces paramètres sont donc à lire avec cette incertitude là.

6.1 Cœurs SiC avec joint He

6.1.1 *Rappels des hypothèses importantes*

On rappelle ici de façon synthétique les principales hypothèses (liste non exhaustive) qui sont faites pour réaliser l'optimisation du *GFR* SiC joint He avec FARM.

- Le système de conversion d'énergie considéré est un cycle combiné.
- Le *TH* est constitué d'un bloc massif de SiC/SiCf, dont l'épaisseur est de 2mm et le jeu inter-assemblage à froid est de 3 mm.⁴⁷
- L'épaisseur de la gaine est constante pour tous les cœurs à 1.03 mm de SiC
- La gaine présente sur sa face interne un liner bicouche de W-Re (voir 2.1.1) de 50 μ m d'épaisseur.
- Le rapport de hauteur entre le vase d'expansion supérieur, et le vase d'expansion inférieur est constant et égal à 1.7
- Afin de rester en cohérence avec les études du cœur de référence on impose le temps de refroidissement du combustible à 5 ans (le modèle de temps de refroidissement du 2.2.6 n'est pas utilisé).
- On suppose que l'assemblage dispose d'une grille d'espacement tous les 45 cm.

⁴⁷ Cette hypothèse est assez peu réaliste au regard des récentes études, mais afin de rester en cohérence avec le cœur de référence on la conserve. Les cœurs gainés en Vanadium considéreront eux un TH plus réaliste.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

- On suppose également que le profil de puissance ne va pas varier au cours de l'irradiation, en conservant un facteur de forme global de 1.5 (1.176 radial et 1.27 axial).

On rappelle également les principales contraintes de conception prises en compte :

- Tous les cœurs étudiés sont *isogénérateurs* à l'équilibre.
- La fin de vie du combustible est atteinte lorsqu'il y a interaction mécanique pastille/gaine
- La masse des assemblages proposés est toujours inférieure à 600 Kg
- Le diamètre du cœur est inférieur à 4.6 m
- La hauteur maximale du cœur (zone fissile + vases d'expansions) est inférieure à 3m
- Le diamètre interne des aiguilles est supérieur à 6.4 mm
- Le jeu pastille/gaine à froid est toujours inférieur à 4.5% du rayon de la pastille
- La puissance résiduelle peut être évacuée en convection naturelle à 70 bars d'hélium (Pression de Repli < 70 bars)
- Et la perte de charge des cœurs est inférieure à 2,0 bars.

Ces hypothèses présentent ainsi en grande part les limites de l'étude considérée, et cadrent bien le type de cœur que l'on recherche.

Par ailleurs, on cherchera à optimiser les cœurs en fonction, de leurs performances (*MSPu*, *MRPu* et diamètre), ainsi que de leurs caractéristiques de sûreté. Ces dernières étant divisées en deux catégories, les estimateurs de sûreté protégés (*Puissance de pompage*, *temps de sursis* et *pression interne maximale*) et non-protégés (température d'étouffement de l'ULOHS, échauffement cœur en ULOF, point chaud combustible en USTOP et réactivité maximale insérable lors d'un UFTOP).

6.1.2 Résultats

Une optimisation MultiGen a donc été lancée couplée avec le modèle FARM. Pour l'optimisation on a considéré une population initiale aléatoire d'environ 3 millions d'individus, et une population stabilisée à chaque pas d'optimisation à 220 individus (cette valeur est issue de recommandations de MultiGen [GOM08], majorées d'environ 20%). Des populations initiales aussi élevées sont tout à fait réalisables en temps de calcul, car un grand nombre d'entre elles tombent dans des configurations géométriques, ou de températures totalement irréalistes, ou hors des domaines de validité des modèles, et sont donc arrêtées et éliminés aussitôt et leur temps de calcul est alors de l'ordre du centième de seconde. Par contre, lors des optimisations, lorsque les cœurs étudiés sont « valides », le temps de calcul par cœur est alors compris entre 5 et 10 secondes.

L'optimisation a convergé après environ 600 générations après avoir vérifié qu'en 30 générations, le front de Pareto n'avait pas bougé (c'est-à-dire que la liste des cœurs

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

optimaux était exactement la même). Il aura donc fallu environ 130 000 estimations de performance cœur supplémentaires à l'initialisation pour trouver le front de Pareto, et 6600 de plus pour vérifier qu'on l'avait atteint. Le calcul a duré environ deux semaines.

Pour la modélisation FARM on a considéré 15 mailles axiales pour modéliser le combustible.

Par ailleurs la convergence cœur a été réalisée avec l'algorithme Newton/Point fixe (voir 2.3), et avec une précision cible de 1.0%. Il est donc important de garder à l'esprit que les différents paramètres cœurs affichés n'ont convergé que à 1.0% en moyenne près. Un écart de 1.0% sur le volume ou le *burn-up*, n'est donc pas significatif.

6.1.2.1 Résultats Généraux

La première chose à faire lorsque l'on récupère le résultat d'une telle optimisation, est de vérifier que celle-ci s'est bien déroulée. On vérifie pour cela que tout l'espace des variables d'optimisation a bien été exploré. C'est à dire que des variables telles que le H/D, ou la fraction de caloporteur ont bien été optimisées et ne sont pas restées « coincées » sur trois ou quatre valeurs. Et c'est bien le cas ici.

On vérifie également que certains cœurs sont en butée sur les contraintes. En effet, dans des systèmes avec autant de contraintes, il est extrêmement probable (voire absolument certain dans le cas du SiC joint He, avec la contrainte forte du jeu pastille gaine inférieur à 4.5% du rayon de la gaine) que ces dernières limitent l'espace des solutions. Et donc, si aucun cœur n'est arrivé « en butée » sur cette contrainte (c'est-à-dire qu'il respecte exactement la contrainte, mais n'a pas de marge supplémentaire), cela peut indiquer que l'optimisation n'a pas fonctionné. Ce n'est pas non plus le cas ici, puisque le jeu pastille gaine est sur une grande majorité de cœurs compris entre 4.4 et 4.5% du rayon de la pastille. On peut donc en déduire que l'optimisation a bien fonctionné.

Le premier résultat qui va alors nous intéresser va être les performances maximales que l'on peut atteindre en termes de *burn-up* et d'*inventaire Pu* cycle. On observe ainsi que l'*inventaire Pu* le plus faible atteint durant toute l'optimisation est de 27 t/GWe, soit une diminution de 15% par rapport au cœur de référence. Le *burn-up* associé est alors de 6.3 at%. Toutefois, ce résultat est obtenu pour un cœur ayant une *puissance de pompage* de l'ordre de 145 kW un peu trop exigeante vis-à-vis des systèmes pour être sélectionnée.

Cette faible amélioration des performances s'explique très simplement à cause de la contrainte forte d'avoir un jeu pastille gaine inférieur à 4.5% du rayon de la pastille. Le cœur de référence étant déjà à 4.3%, la marge d'optimisation, vis-à-vis de ce critère est minime. Ainsi l'optimisation permet, via des températures et des puissances linéiques plus basses, d'optimiser un peu la vitesse de gonflement, mais dans tous les cas le jeu pastille/gaine reste trop faible pour atteindre de meilleurs *burn-up* sans interaction mécanique pastille/gaine. Cette caractéristique du concept d'aiguille *GFR* limite fortement le *burn-up*. L'objectif de 10 at% de *burn-up*, affiché par le Forum Génération IV ne peut donc pas être atteint avec ce concept. De plus, des cœurs ayant des inventaires Pu aussi élevés ne seront probablement pas déployables à cause du manque de plutonium sauf réduction drastique du temps de refroidissement du combustible.

Un autre résultat intéressant concerne le nombre de couronnes d'assemblage. En effet, on constate que tous les cœurs ont 12 couronnes d'assemblage, ce qui est la borne supérieure du domaine. Le même type de résultat est observé si l'on fixe la borne supérieure à 13, la très large majorité des cœurs ont alors 13 couronnes d'assemblages (même si une part importante conserve 12 couronnes). Ceci peut s'expliquer par le fait, qu'augmenter le nombre d'assemblages, et donc aiguilles, tend à réduire la puissance linéique, ce qui est très

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

favorable du point de vue de la thermique, et donc des performances combustible. Par ailleurs, la contrainte sur la masse totale d'un assemblage limite quant à elle la taille des assemblages et explique pourquoi de très gros assemblages avec un très grand nombre d'aiguilles (limitant également la puissance linéique) ne sont pas non plus retenus. Or pour des raisons de manutention le nombre d'assemblages ne doit pas être trop important (voir 2.1.3.2), il est donc indispensable de bien fixer une borne maximale de couronnes d'assemblage à ne pas dépasser. Néanmoins, il ne s'agit pas d'un résultat générique, et le comportement pourrait être différent pour d'autres cœurs, pour des profils de performances assez différents. C'est pourquoi, dans toutes les optimisations FARM, on continue d'optimiser le nombre de couronnes d'assemblages, contrairement à la porosité totale où le comportement est le même pour tous les cœurs et dont on a fixé la valeur. Par contre, le nombre de couronnes d'aiguilles par assemblage est lui variable suivant les cœurs, entre 9 et 11 couronnes.

Les premières optimisations ayant montré une tendance à obtenir des cœurs à très forte porosité ouverte. Cependant, la fabricabilité de combustibles carbure avec une porosité ouverte supérieure à 80% semble délicate. C'est pourquoi on a limitée sa plage de variation de 10% à 80% (même si le domaine de validité du modèle est plus étendu). On retrouve cette tendance pour les fortes porosités ouvertes puisque tous les cœurs ont des porosités ouvertes comprises entre 72% et 80%. Ceci peut s'expliquer par le fait que la taille du jeu pastille/gaine étant limitée (par la contrainte mentionnée ci-dessus), l'optimisation cherche alors à limiter la vitesse de gonflement du combustible. Or des combustibles à fort taux de porosité ouverte vont avoir tendance à plus relâcher les gaz de fission et moins gonfler, ce qui est donc favorable pour le burn-up.

Concernant les autres variables d'optimisation, elles sont bien réparties dans tout leur domaine de variation et on donne les différentes plages obtenues dans le Tableau 33. Lorsqu'une des bornes est limitée par le domaine d'étude et non par l'optimalité des solutions, elle est indiquée en rouge.

Variable d'optimisation	Domaine étudié	Domaine de variation dans le front de Pareto	Moyenne dans le front de Pareto
T_{out} (°C) (température sortie cœur)	650 - 880	743 - 880	847
$R_{Hfiss/Hexp}$ (hauteur fissile/hauteur vases d'expansion)	0.5 – 5	1,1 – 2,5	1,5
H/D (rapport hauteur fissile/diamètre)	0.2 - 0.55	0.25 – 0.5	0,38
Z_{He} réseau	30% - 60%	33% - 52%	0,40
Burn-up (at%)	5 – 12	5 – 6,8	5,6
N_{ca} (Nombre de couronnes d'aiguilles)	7 – 15	8 – 11	9,3
N_c (Nombre de couronnes d'assemblages)	9 – 12	12	12
$P_{He\ gap}$ (pression initiale d'hélium dans l'aiguille)	1 – 30	4 – 20	12,5
p_{ouv} (porosité ouverte)	10% - 80%	72% - 80%	78%

Tableau 33 : Domaines de variation des variables d'optimisation dans le front de Pareto SiC joint He

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

On constate alors que le front de Pareto ne s'étend que sur une partie du domaine étudié, pour toutes les variables. Par ailleurs on observe que les limites supérieures de domaines imposées sur le nombre de couronnes d'assemblages ainsi que la température de sortie cœur sont de véritables contraintes puisqu'elles limitent le domaine du front de Pareto.

Le domaine d'étude du rapport $R_{\text{Hfiss}/\text{Hexp}}$, n'est lui justifié par aucune raison physique, mais juste la validité de l'interpolation. Or cette dernière a été construite pour des rapports $R_{\text{fiss}/\text{exp}}$ entre 0,5 et 2. Comme les premiers résultats d'optimisation ont montré que ce rapport avait tendance à monter à des valeurs plus élevées, afin de ne pas limiter le domaine d'étude et potentiellement manquer certains cœurs, pour cette variable uniquement, on utilise le modèle en extrapolation, afin d'autoriser une variation jusqu'à 5. Cette hypothèse n'est pas trop dommageable sur la précision du modèle neutronique car cette variable est relativement peu influente. Par contre, cette extrapolation renforce la nécessité de valider a posteriori avec des calculs ERANOS tous les cœurs issus de FARM. Mais comme démontré au 4.3.2.1, même en utilisant cette extrapolation, les validations neutroniques des cœurs FARM sont tout à fait satisfaisantes. On constate alors que le front de Pareto s'étend jusqu'à des $R_{\text{Hfiss}/\text{Hexp}}$ de 2,5.

Les gammes de variation des performances des cœurs ainsi que de leurs estimateurs de sûreté protégés sont amplement détaillées au 6.1.2.3. Par contre, comme le résultat des estimateurs de sûreté non-protégé y est moins traité, on présente dans le Tableau 34 les domaines de variation de chaque estimateur. Ces derniers varient de façon très importante, aussi bien en amélioration qu'en dégradation par rapport aux valeurs du cœur de référence. Mais surtout, même si ces estimateurs sont très imprécis et ne sont pas à utiliser en valeur absolue, il est relativement rassurant de remarquer qu'elles n'atteignent jamais, même pour les cœurs les plus extrêmes la température de dégradation de la gaine de 1600°C. On peut donc vraisemblablement supposer qu'un ajustement des systèmes devrait permettre de respecter sans trop de soucis les critères durant ce type d'accident lents, et qu'ils ne devraient pas être trop problématiques. L'ULOHS ne devrait en tout cas vraiment pas poser de problème, et seuls l'ULOF et l'USTOP risquent potentiellement d'être problématiques. L'analyse vis-à-vis des transitoires non-protégés rapides, reste à effectuer.

Estimateur	Minimum	Maximum	Valeurs de référence
T_{in} ULOHS (°C)	730	900	842
T_{ptchaud} ULOF (°C)	1130	1500	1392
T_{ptchaud} USTOP (°C)	1230	1575	1464
Δp UFTOP (pcm)	770	1050	864

Tableau 34 : Domaine de variation des estimateurs de sûreté non-protégés pour les cœurs SiC joint He

On dispose alors d'un front de Pareto de 220 cœurs tous optimaux, mais chacun avec des compromis différents entre les 9 performances considérées. Comme il est totalement exclu de représenter ce front de Pareto à 9 dimensions, on va dans la section 6.1.2.3 sélectionner 6 cœurs remarquables issus de l'optimisation, pour pouvoir se les représenter.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

6.1.2.2 Visualisation des performances des cœurs

Pour visualiser un peu mieux les « profils » des cœurs, une représentation graphique de type « radar » de leurs performances a été utilisée. Pour chaque performance une « note » sur 5 est donnée ; plus la note est élevée, plus le cœur est sûr ou performant vis-à-vis de ce critère. (Attention, les estimateurs devant être soit maximisés soit minimisés, les notes évoluent parfois dans le sens inverse : par exemple une note élevée pour la pression interne maximale veut dire que la pression est très basse. Par contre une note élevée de temps de sursis indique au contraire que le temps de sursis est très élevé.)

Performance considérée	Min	Max	Note du cœur de référence
MSPu (Inventaire Pu cycle) (t/GWe)	20	38	1,7
MRPu (Inventaire Pu Retraité) (t/GWe*an)	2	3,5	1,7
D_{cœur} (Diamètre cœur) (m)	3,8	4,8	2,5
T_{sursis} (temps de sursis) (s)	90	300	1,9
PP (Puissance de Pompage) (kW)	30	150	2,7
P_{int max} Pression interne maximale (bar)	100	250	4,3
T_{in} ULOHS (°C)	660	900	1,2
T_{ptchaud} ULOF (°C)	500	1600	0,9
T_{ptchaud} USTOP (°C)	1200	1600	1,7
Δp UFTOP (pcm)	760	1080	1,6

Tableau 35 : Valeurs des bornes considérées pour la visualisation des performances des cœurs SiC

Ensuite, on calcule la note du cœur C associé à la performance A comme indiqué ci-dessous et l'on donne dans le Tableau 35 les valeurs minimales et maximales x_{\min} et x_{\max} de chaque performance utilisée pour la notation des cœurs SiC (joint He et buffer).

$$N_C^A = 5 \frac{x_{\max}^A - x_C^A}{x_{\max}^A - x_{\min}^A} \quad \text{Si A doit être minimisé}$$

$$N_C^A = 5 \frac{x_C^A - x_{\min}^A}{x_{\max}^A - x_{\min}^A} \quad \text{Si A doit être maximisé}$$

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

On trace ensuite, les notes des différentes caractéristiques du cœur (performances et estimateurs de sûreté), comme on peut le voir ci-dessous.

6.1.2.3 Sélections de cœurs

Sélectionner 6 points parmi 220, dans un espace à 9 dimensions n'est pas un exercice simple. De plus, le résultat dépend énormément de l'importance subjective accordée, par la personne qui choisit, à telle ou telle performance du cœur, ou à la répartition de la sûreté entre le cœur et les systèmes. On a cherché à donner dans le chapitre 5 des éléments d'interprétation des différents estimateurs de sûreté, mais leur utilisation dépend toujours du choix du concepteur de mettre la sûreté dans le cœur ou les systèmes. Par ailleurs, on ne dispose à l'heure actuelle d'aucune information concernant le coût supplémentaire induit par un fort diamètre cœur (qui est rappelons-le une des performances interfaces du cœur). On ne dispose pas non plus des performances mécaniques du SiC et le choix d'une pression interne maximale correspond toujours à une hypothèse sur les performances mécaniques de ce combustible. Ainsi, des concepteurs issus des études cœurs, combustibles, systèmes ou cycles, ne sélectionneront probablement pas les mêmes cœurs parmi le front de Pareto. Tant que l'optimisation ne se fera pas au niveau de l'ensemble de la conception cœur et système, et que les coûts induits par les différents paramètres n'auront pas été estimés (au moins en relatif) le choix des cœurs devra alors faire l'objet de consensus importants ou restera soumis à la subjectivité du sélectionneur.

C'est pourquoi, on a cherché ici, non pas à trouver le « meilleur cœur », mais à proposer plusieurs profils de cœurs assez différents, afin de montrer ce qui est accessible et à quel « coût ». Le cœur le plus adapté au projet n'est probablement pas parmi les 6 cœurs présentés ci-dessous, et on recommande au futur concepteur de sélectionner un nouveau cœur, le jour où plus d'informations seront disponibles sur les performances requises pour le cœur. Idéalement il serait même nécessaire de relancer de nouvelles optimisations en utilisant a minima un modèle de temps de refroidissement plus réaliste (ou a minima celui de FARM ; on rappelle que pour rester comparable au cœur de référence ici on impose la durée de refroidissement à 5 ans).

Tout d'abord, afin de réduire grandement le nombre de dimensions à considérer, on décide de ne sélectionner les cœurs que sur les critères de performances et d'estimateurs de sûreté protégés. On ne tiendra pas compte des performances en accidents non-protégés pour choisir les cœurs. On choisit de suivre cette démarche car les accidents non-protégés étant de très faible probabilité d'occurrence, on juge prioritaire que le comportement du cœur se déroule mieux durant les accidents les plus probables. Il serait néanmoins tout à fait possible de procéder autrement. Par contre, cela ne veut pas dire que l'on ne prend pas en compte les accidents non-protégés dans l'optimisation. En effet, ils ont été optimisés dans l'algorithme génétique au même titre que les autres performances. Les cœurs du front de Pareto, ont été choisis comme ayant des performances de sûreté non-protégées les meilleurs possibles, sans dégrader les autres performances. Ce choix veut juste dire que l'on priorise les performances, et les estimateurs de sûreté protégés. Pour le tracé des profils de cœur on regardera néanmoins leurs performances, mais pour simplifier l'analyse on ne considérera que la moyenne des 4 notes associées aux estimateurs non-protégés (voir 6.1.2.2).

Ensuite, comme expliqué au 5.2, on sélectionnera des cœurs ayant des faibles temps des sursis afin d'avoir des marges sur les autres performances, en considérant qu'il sera moins coûteux de mettre l'inertie thermique dans les pompes. Ce choix sera tout le temps fait, sauf pour le cœur « Oui Oui » où l'on recherche au contraire un fort temps de sursis.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

On peut alors sélectionner le premier cœur : « D'Artagnan ». On l'a alors choisi avec un profil très orienté performances, comme indiqué sur la Figure 136. C'est-à-dire qu'on a cherché à améliorer fortement le MSPu et MRPu, tout en conservant un diamètre cœur égal à celui du cœur de référence, et en dégradant, de façon à priori acceptable les estimateurs de sûreté. Il s'agit d'un cœur où la sûreté serait plus dans les systèmes. Ceci permet néanmoins d'obtenir un MSPu de **27,3 t/GWe** et **2,3 t/GWe.an**, avec un temps de sursis de 170s, une puissance de pompage de 105 kW et une pression interne maximale de 210 bars, ce qui reste potentiellement tout à fait acceptable. Par ailleurs, son comportement moyen pour les accidents non-protégés est aussi bon que celui du cœur de référence.

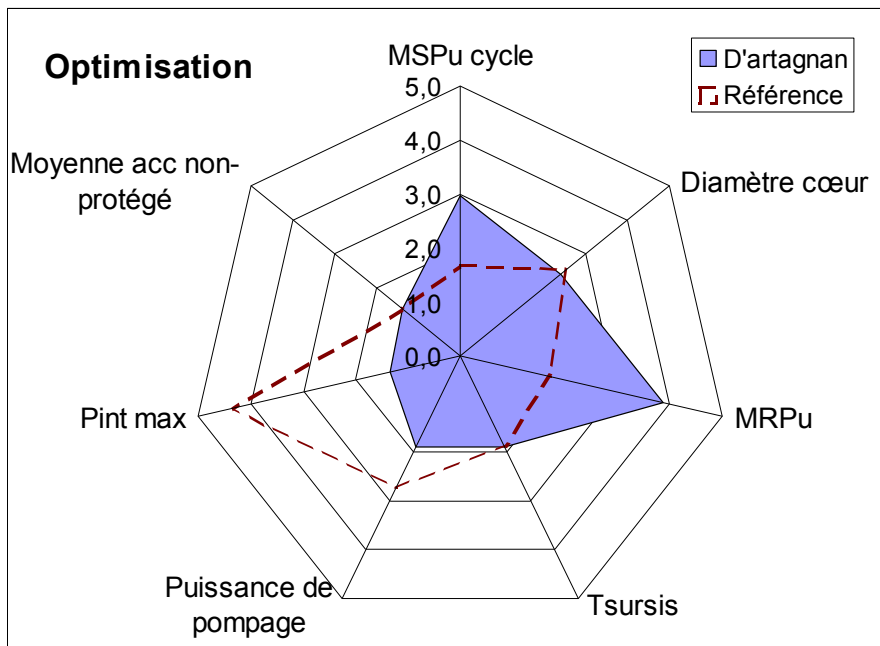


Figure 136 : Profil du cœur d'Artagnan

Pour le profil de cœur suivant, on a également cherché un cœur performant du point de vue du MSPu (**29,3 t/GWe** soit 2,7 t/GWe de moins que le cœur de référence) et du MRPu (2,5 t/GWe.an soit 0,5 t/GWe.an de moins que la référence), mais avec un cœur un peu plus intrinsèquement sûr. On a en effet cherché à avoir une pression interne maximale certes élevée, mais moins optimiste que pour d'Artagnan (185 bars), ainsi qu'une puissance de pompage réduite par rapport à la référence (68 kW, -20%). Toutefois, de telles performances nécessitaient une contrepartie ailleurs, c'est-à-dire de dégrader une autre performance qui dans le cas d'Orlando est le diamètre du cœur, qui est augmenté jusqu'à 4,5m. On obtient alors le profil présenté sur la Figure 137. Le temps de sursis obtenu est alors même un peu plus élevé que celui du cœur de référence. Orlando est alors un cœur significativement moins performant que d'Artagnan, mais avec une bonne sûreté intrinsèque susceptible de réduire les systèmes nécessaires, mais au prix d'un fort diamètre cœur et donc d'un surcoût significatif sur la cuve et le bâtiment réacteur.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

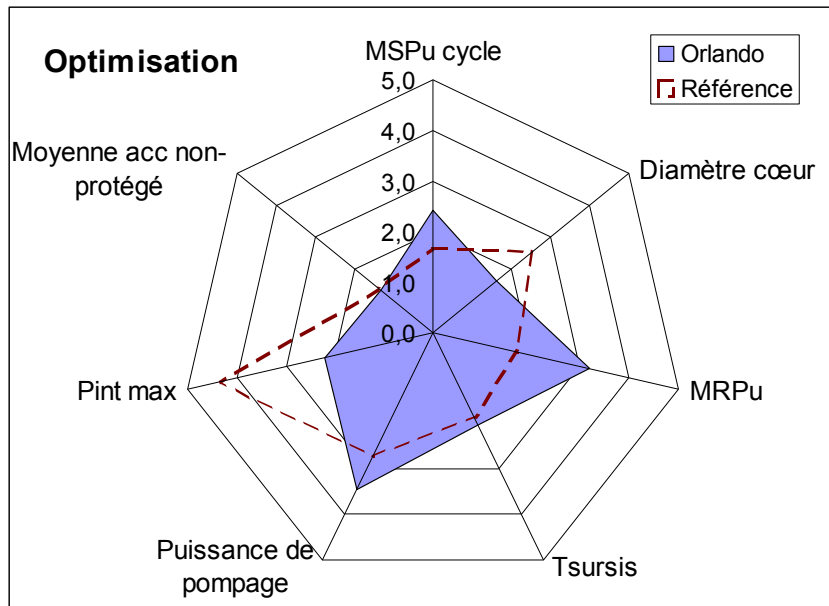


Figure 137 : Profil du cœur Orlando

Le cœur suivant, a été sélectionné avec la démarche inverse vis-à-vis du diamètre, puisqu'on a cherché à le réduire le diamètre tout en essayant d'améliorer toutes les autres performances, sauf le temps de sursis et la pression interne maximale. Les améliorations de performances en MSPu et MRPu obtenues sont alors forcément plus faibles que dans le cas de d'Artagnan et Orlando, puisqu'on dégrade moins d'autres performances. On se retrouve forcément plus proche du cœur de référence, avec un MSPu de 30,1 t/GWe, et un MRPu de 2,8 t/GWe. La puissance de pompage est également réduite de 15% à 72 kW, la pression interne maximale atteint 180 bars, pour un temps de sursis de 140 secondes. Tout ceci pour une réduction du diamètre qui n'est que de 3%.

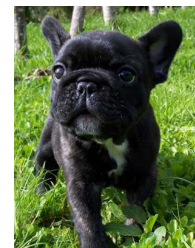
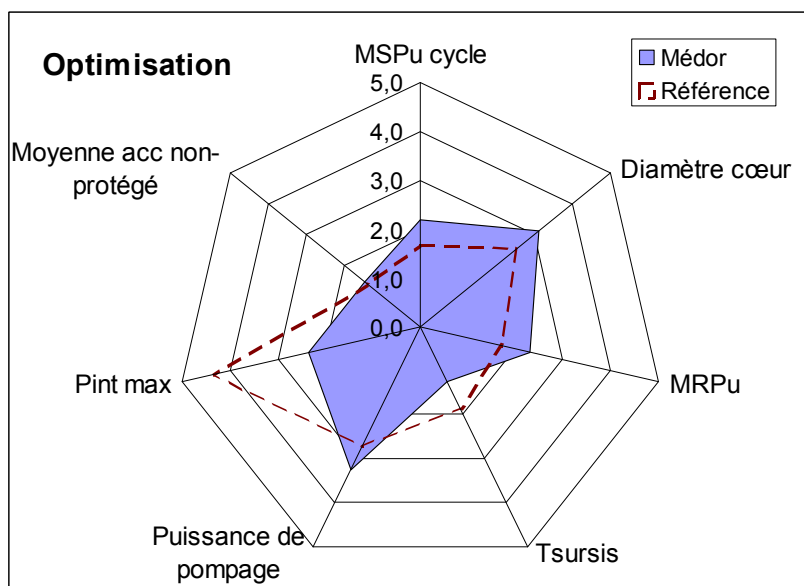


Figure 138 : Profil du cœur Médor

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Le cœur suivant a été sélectionné de façon à être un cœur à faible pression interne maximale. En effet, au cas où la tenue mécanique du SiC ne permettrait pas d'atteindre des pressions internes maximales au-delà de 150 bars, on a alors sélectionné un cœur qui pourrait néanmoins convenir. Ainsi, Mickey n'a une pression interne maximale que de 140 bars (15% plus élevée que la référence). Afin de pouvoir néanmoins améliorer faiblement ses performances, en plus de le choisir à faible temps de sursis (160s), on l'a sélectionné avec un diamètre cœur légèrement dégradé de 3%. Les gains en performance étant alors très faibles, on a choisi de les concentrer sur le MSPu, de façon à obtenir une réduction de 0,7 t/GWe par rapport à la référence (31,3t/GWe), en conservant le même MRPu que la référence. Ces faibles réductions de MSPu permettent néanmoins une réduction de 10% de la puissance de pompage à 75kW. Généralement, les gains obtenus sur ce cœur sont très faibles, car l'on n'a rien sans rien ; il faut accepter de dégrader une performance pour améliorer les autres. Le cœur Mickey est donc très similaire au cœur de référence.

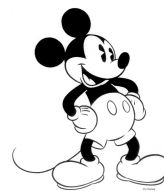
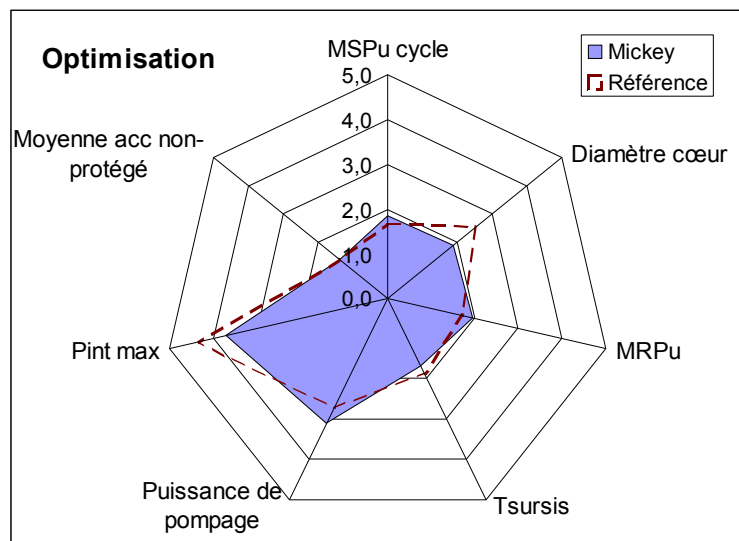


Figure 139 : Profil du cœur Mickey

Le cœur suivant a été sélectionné avec l'objectif très clair d'être un cœur à très faible puissance de pompage, de façon à pouvoir peut-être, si la conception système le permet, évacuer la puissance résiduelle en convection naturelle pour des situations de dépressurisation avec des grosses brèches. Il s'agit du cœur « Mozart », dont la puissance de pompage est alors de 50 kW (-40%). Pour obtenir cette performance il a alors été nécessaire de renoncer à toute amélioration de MSPu, MRPu et diamètre cœur, et accepter une pression interne maximale de 170 bars. La Figure 140 le montre bien, la sélection de ce cœur consiste à reporter tous les gains obtenus sur la dégradation de la pression interne maximale et du temps de sursis sur la réduction de la puissance de pompage.

Mozart est alors un profil de cœur potentiellement très intéressant dans une démarche de sûreté intrinsèque dans le cœur, mais dont les performances en termes de cycle du combustible sont faibles (égales à celle du cœur de référence).

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

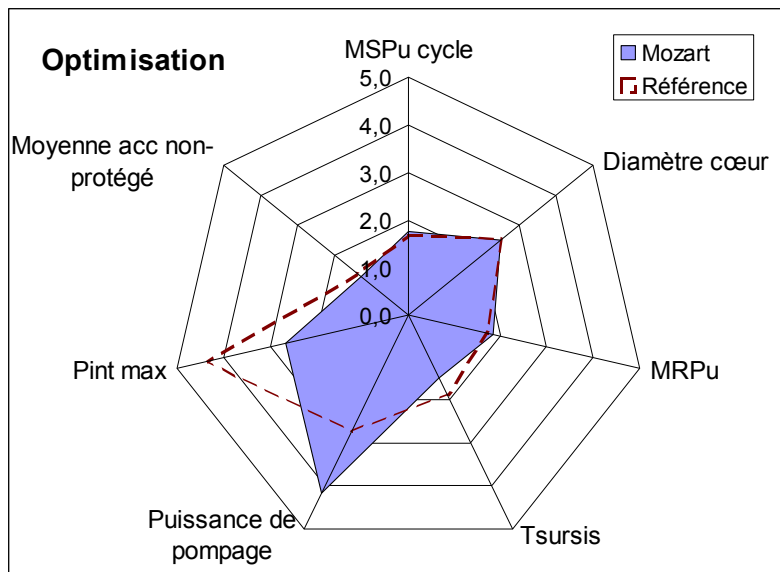


Figure 140 : Profil du cœur Mozart

Cette faible puissance de pompage est en fait principalement due à la très grande fraction volumique de caloporteur du cœur. En effet, 47% du cœur Mozart est constitué de caloporteur contre 43% pour le cœur de référence, ce qui limite fortement les pertes de charge du cœur et facilite son refroidissement. Hormis ce point, la hauteur du cœur est sensiblement la même (petite réduction de 10cm sur les hauteurs de vase d'expansion). Pour compenser la perte de place induite par cette forte fraction de caloporteur, le cœur Mozart limite la fraction volumique de gaine en réduisant le nombre d'aiguilles, ce qui limite la fraction de gaine (neutrophage). Il n'y a en effet que 8 couronnes d'aiguilles par assemblage pour 12 couronnes d'assemblages (soit 101 773 aiguilles), contre 8 couronnes d'aiguilles pour 13 couronnes d'assemblages dans le cœur de référence (soit 118 699 aiguilles). La fraction volumique de gaine est alors réduite de 21,5% à 19,2%, ce qui permet d'obtenir un cœur critique isogénérateur avec un volume de 24,6 m³ et un rapport H/D de 0,39, tous les deux similaires aux valeurs de référence. Les aiguilles obtenues sont plus grosses (rayon pastille de 3,6 mm, à la place 3,4 mm).

Un bon comportement thermique et le fort taux de porosité ouverte permet alors d'atteindre un burn-up de 5,1 at% avec un « faible » rapport jeu pastille/gaine sur rayon de la pastille initial (4,15% au lieu des 4,5% sur lesquels la majorité des cœurs sont en butée). Par contre, cette forte porosité ouverte implique que le combustible va beaucoup plus relâcher les gaz de fission, ce qui conduit forcément à une forte pression interne maximale. La pression initiale d'hélium de Mozart est tout à fait similaire à celle du cœur de référence quoique un peu plus élevée (11,4 bar au lieu de 10 bars) et permet en tout cas de conserver une thermique favorable.

Cette forte fraction volumique de caloporteur dans le cœur a également une autre contrepartie ; un fort *coefficient de vidange*. En effet, plus il y a de caloporteur dans le cœur, plus ce dernier va induire un impact neutronique important lorsqu'il va se vider. Le cœur Mozart présente donc un *coefficient de vidange* de 1,03\$, ce qui rappelons-le ne pose pas de problème de sûreté (voir 1.2.2.2 ou l'annexe 10.3).

Ce type d'analyse a posteriori de la conception d'un cœur issu de FARM pour retrouver son profil de performance est tout à fait réalisable pour tous les cœurs. Néanmoins afin de limiter la taille de ce document, on ne la mènera entièrement que sur quelques cœurs.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Le dernier cœur SiC joint He sélectionné est le cœur « Oui Oui », dont l'objectif est alors d'avoir un grand temps de sursis. Objectif atteint puisqu'il monte jusqu'à 280 secondes (soit une amélioration de plus 65%). Mais pour obtenir cette valeur, il a fallu dégrader la pression interne maximale (180 bars), et surtout le diamètre du cœur (+7% jusqu'à 4,6m). Le MSPu obtenu est alors similaire à celui de référence, et une petite amélioration du MRPu est à noter (2,6 t/GWe.an). Il est intéressant de remarquer sur la Figure 141 que ce cœur a alors un excellent comportement pour les accidents non-protégés. En effet, pour avoir un si grand temps de sursis, le cœur « Oui Oui » est un grand cœur (29m³ au lieu de 24 m³ pour la référence), avec une faible puissance linéique et donc un combustible beaucoup plus froid. Or, l'effet doppler (voir 10.4.1.1) est d'autant plus efficace que le combustible est froid. De plus, un combustible froid en situation nominale disposera de plus grandes marges en cas d'accidents. Ces deux effets expliquent alors qu'il est tout à fait normal qu'un cœur optimisé pour avoir un grand temps de sursis, présente un bon comportement vis-à-vis des estimateurs de sûreté non-protégés.

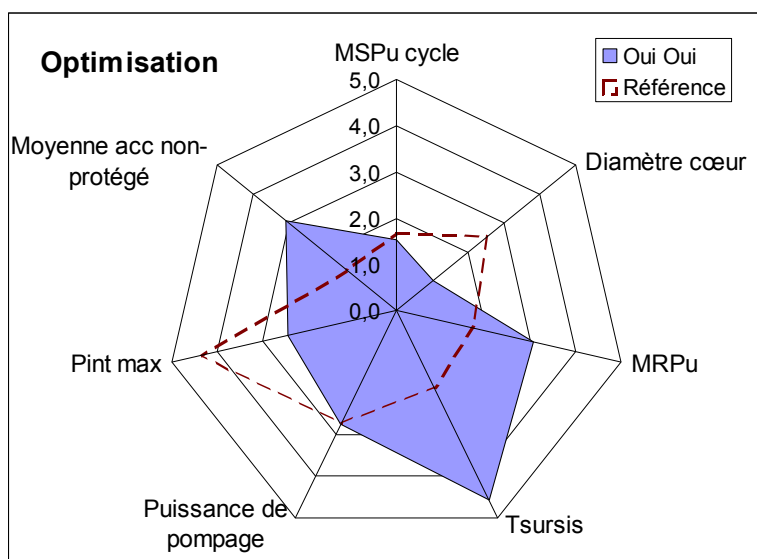


Figure 141 : Profil du cœur Oui Oui

Ces 6 cœurs et le cœur de référence présentent ainsi un bon aperçu des profils de cœurs accessibles avec les cœurs SiC joint Hélium. Mais globalement, les améliorations en termes de MSPu et de MRPu restent trop faibles, et ces technologies de cœur impliquent des inventaires Pu trop élevés pour pouvoir être massivement déployées. On rappelle néanmoins que cette optimisation suppose un temps de refroidissement constant de 5 ans, ce qui (voir 2.2.6) est une hypothèse forte qui évoluerait probablement en cas d'études détaillées.

On rappelle dans le Tableau 36, les objectifs de sélections des différents cœurs, et on présente sur les Figure 142, Figure 143 et Figure 144 leurs profils comparés. Les deux premières figures comparent alors des cœurs à faible MSPu (pour la première) ou à estimateurs de sûreté favorables (pour la seconde). La dernière présente une vue d'ensemble des cœurs les plus extrêmes.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Cœurs	MRPu (t/GWe*an)	MSPu (t/GWe)	Diamètre (m)	Puissance Pompe (kW)	Temps sursis (s)	Pint (bar)
Référence	2.99	32	4.3	84.9	168	120.6
D'Artagnan	<réf	<réf	réf	<110	/	<220
Orlando	<réf	<réf	4.5	<réf	/	<200
Médor	<réf	<réf	réf	<réf	/	<200
Mickey	réf	<réf	4.4	<réf	/	<150
Mozart	réf	réf	réf	<<réf	/	<200
Oui-Oui	<réf	réf	4.6	réf	>>réf	<200

Tableau 36 : Objectifs de sélection des différents cœurs SiC joint He

<réf, >réf et réf impliquant respectivement inférieur, supérieur et similaire à la valeur du cœur de référence

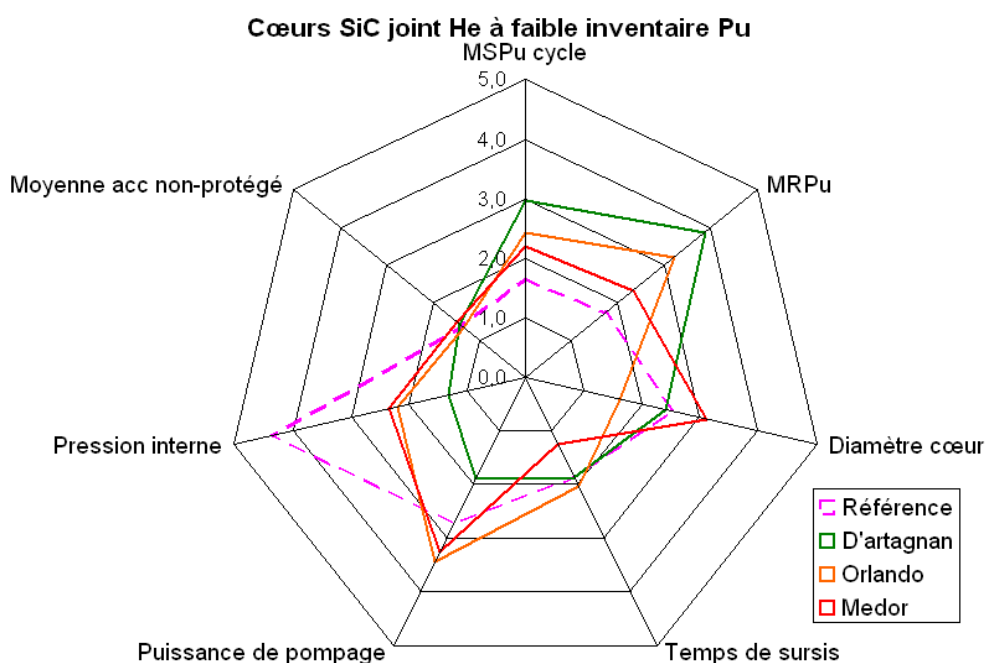


Figure 142 : Profils de divers cœurs SiC joint He à faible MSPu

Chapitre VI Application à l'étude du GFR

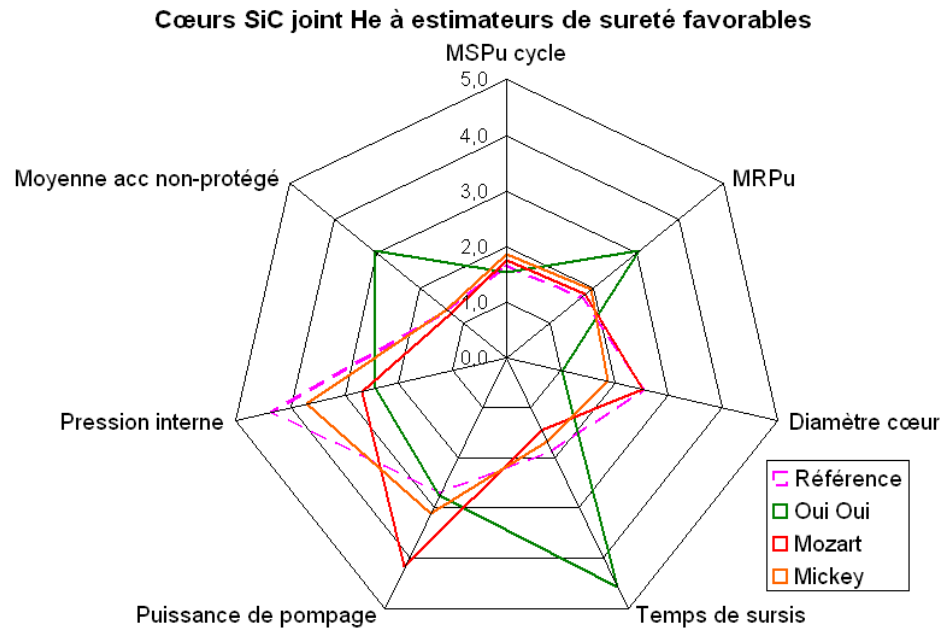


Figure 143 : Profils de divers cœurs SiC joint He intrinsèquement sûrs

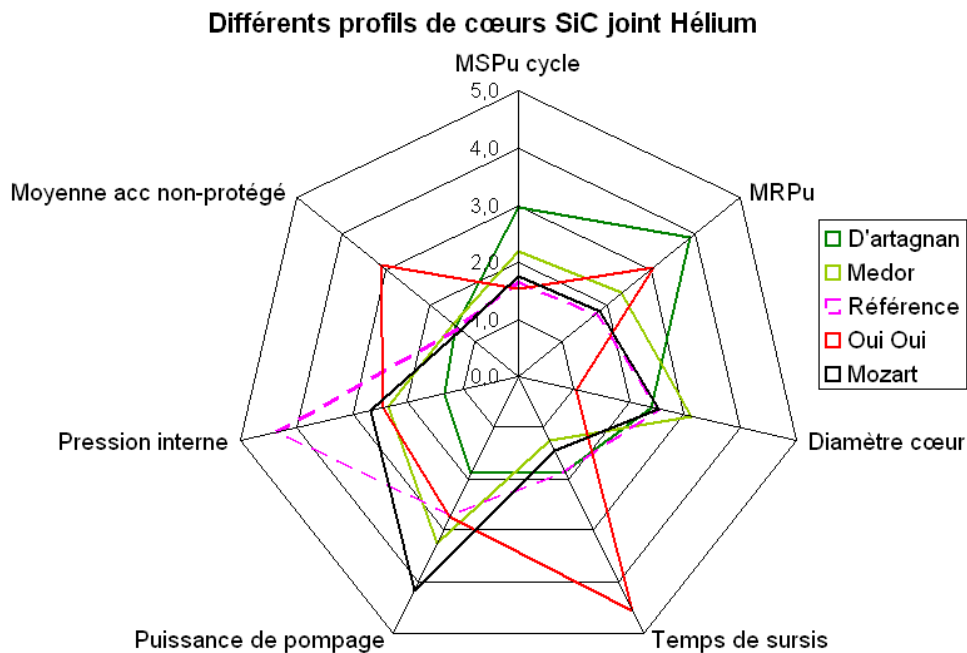


Figure 144 : Profils de divers cœurs SiC joint He

Lors de la sélection des cœurs, on mesure bien le point auquel il faut relâcher une performance pour en améliorer une autre. Mais quel gain peut-on avoir en MSPu pour une certaine augmentation de pression interne maximale ? de diamètre cœur ? Comment comparer les gains de performances dans des unités si différentes ? Pour essayer de répondre un peu à ces questions, et ainsi offrir une meilleure lisibilité des possibilités d'optimisation de FARM, on a établi une « table d'équivalence », qui mesure en moyenne les gains obtenus par variation de tel ou tel paramètre. Même si un tel front de Pareto est

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

fortement non-linéaire, et que les gains obtenus en faisant varier une performance dépendent du profil du cœur, on présente dans la table d'équivalence des cœurs SiC joint He.

	MRPu	Diamètre cœur	Puissance de pompage	Temps de sursis	Pression interne maximale
Augmentation nécessaire pour réduire le MSPu de 1t/GWe	0,2 (t/GWe.an)	0,2 (m)	40 (kW)	- 30 (s)	50 (bars)

Tableau 37 : Table d'équivalence des performances des cœurs SiC joint He

On constate alors, qu'en moyenne, augmenter le MRPu de 0,2 t/GWe.an permet de réduire le MSPu de 1 t/GWe. De la même façon, augmenter le diamètre du cœur de 20 cm, permet en moyenne de gagner 1 t/GWe de MSPu. Cela permet d'avoir des ordres de grandeurs des équivalences et surtout de voir les variables qui ont beaucoup d'influence ou non. Ainsi, on constate que le *MRPu* et le diamètre du cœur sont très influents. En effet, une « faible » variation de leur part induit des gains significatifs. Par contre, on constate qu'il est inutile d'augmenter la puissance de pompage pour diminuer le MSPu, car cela va coûter très cher pour peu de résultats. Et au contraire, si des cœurs comme Mozart sont possibles, cela reflète bien que pour « quelques tonnes de MSPu », on peut réduire de plusieurs dizaines de kW la puissance de pompage. Le temps de sursis se trouve un peu dans le même cas. Des variations importantes sont nécessaires pour obtenir des gains significatifs. On peut en déduire qu'il n'est probablement pas très pertinent de chercher à augmenter le temps de sursis en cœur étant donné le coût très important que cela va représenter pour les autres performances. Par contre, une seconde de temps de sursis coûte à peu près autant qu'un kilowatt de puissance de pompage ; étant donné les interprétations physiques de ces deux grandeurs, il est probablement intéressant de réduire un peu le temps de sursis pour avoir des gains en puissance de pompage. Pour finir la pression interne maximale a elle aussi assez peu d'influence, puisqu'il faut une variation de 50 bars pour gagner 1t/GWe. Mais comme il s'agit de la seule performance sur laquelle le cœur de référence présentait des marges, on la dégrade tout de même systématiquement.

Pour obtenir cette table d'équivalence, on a réalisé une interpolation du front de Pareto (*MSPu* en fonction du *MRPu*, du diamètre, de la puissance de pompage, du temps de sursis et de la pression interne maximale) dont on a ensuite déterminé la dérivée moyenne en fonction de chaque performance. Cette interpolation présente un pouvoir de prédiction acceptable, même si les estimateurs de sûreté non-protégés n'étaient pas pris en compte. Ceci est révélateur du fait que ces estimateurs de sûreté non-protégés sont relativement liés aux estimateurs de sûreté protégés. Ce qui justifie un peu plus, dans un premier temps de ne pas les prendre en compte dans la sélection des cœurs.

6.1.3 Optimalité du cœur de référence

Dans ce chapitre, on a montré le potentiel de l'outil FARM pour optimiser et proposer de nouveaux cœurs. Ainsi, un des principaux avantages qui apparaît clairement dans cette approche est le très grand choix qu'elle donne dans les différents cœurs. On dispose alors d'un très grand nombre de cœurs, tous optimaux parmi lesquels on va choisir celui qui sera le plus adapté au projet.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Un autre intérêt de cette méthode est le fait d'être sûr, à la marge d'incertitude de FARM près, d'obtenir un cœur « optimal » (voir 1.3), un cœur où chaque paramètre est ajusté afin d'obtenir le compromis voulu entre les différentes performances. Une des questions que l'on peut alors légitimement se poser est de savoir quel est le gain, en termes de performances, par rapport à l'ancienne méthode ? En effet, il se pourrait que le cœur de référence, ait déjà été, de façon purement itérative parfaitement optimisé, et qu'il se trouve sur le front de Pareto. Dans ce cas, les cœurs proposés par FARM ne seraient alors que différents, mais pas forcément meilleurs. Ou, au contraire, il se pourrait qu'on puisse trouver dans les résultats de FARM des cœurs qui soient à tous points de vue plus performants que le cœur de référence. Cela signifierait alors que le cœur de référence n'était pas optimal, et l'on pourrait alors quantifier l'apport en gain d'optimisation fourni par FARM. Il est également envisageable que le gain en question soit trop faible par rapport aux incertitudes induites par la méthode, dans ce cas, le cœur serait considéré comme optimal.

Afin de répondre à cette question, on réalise une nouvelle optimisation MultiGen, où par rapport aux optimisations précédentes, on laisse le nombre de couronnes d'assemblages monter jusqu'à 13 (comme sur le cœur de référence) (voir 2.1.3.2). Par ailleurs, afin de rester cohérent avec l'optimisation itérative qui avait été réalisée dans le cadre projet, on impose également le *burn-up*, le taux de porosité totale du combustible et le taux de porosité ouverte, égaux aux valeurs du cœur de référence. En effet ces trois paramètres/objectifs, ont certes été adaptés aux cours des différentes itérations, mais l'optimisation ne s'était pas concentrée sur ces paramètres dans un premier temps. De toute façon, dans le cœur de référence, le taux de porosité totale était déjà fixé à la valeur optimale obtenue par l'optimisation (voir 3.2.1.3).

L'optimisation ne porte alors plus que sur T_{out} , H/D , z_{He} , P_{intHe} , N_c , N_{ca} et $R_{Hfiss/Hexp}$.

Ensuite, on compare chaque cœur du front de Pareto obtenu avec les performances du cœur de référence (MSP_u , MRP_u , Diamètre cœur, Temps de sursis, *Puissance de pompage*, Pression interne maximale). Il est toutefois important de bien comprendre que cette méthode de vérification qu'un cœur est optimal ajoute une incertitude supplémentaire. En effet, le front de Pareto qui est obtenu à la suite d'une optimisation MultiGen n'est pas un front continu, mais un ensemble de points discrets, dans un espace à 6 dimensions. Une population de 200 points conduit alors à une densité de population assez faible. Il est donc assez difficile d'estimer le gain réel, ou l'écart à l'optimalité d'un cœur, puisque l'on ne va jamais retomber sur des cœurs ayant exactement les mêmes performances. Comme indiqué sur les Figure 145 et Figure 146, il se pourrait que le cœur de référence soit légèrement écarté du front de Pareto, mais que parmi les cœurs issus de l'optimisation, aucun ne soit assez proche de lui pour que l'on puisse mesurer l'amélioration possible des performances (cas de la Figure 145). Pour que le gain puisse être mesuré, il faudrait qu'un cœur se retrouve dans l'espace entre le front de Pareto, et les performances du cœur de référence (voir Figure 146). Cet aspect discret vient donc s'ajouter à l'incertitude intrinsèque de la méthode, et à l'erreur induite par la convergence incomplète du calcul cœur (voir 2.3) pour répondre à une telle question. Ainsi, un gain ne pourra être mesuré que si ce dernier est très important.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

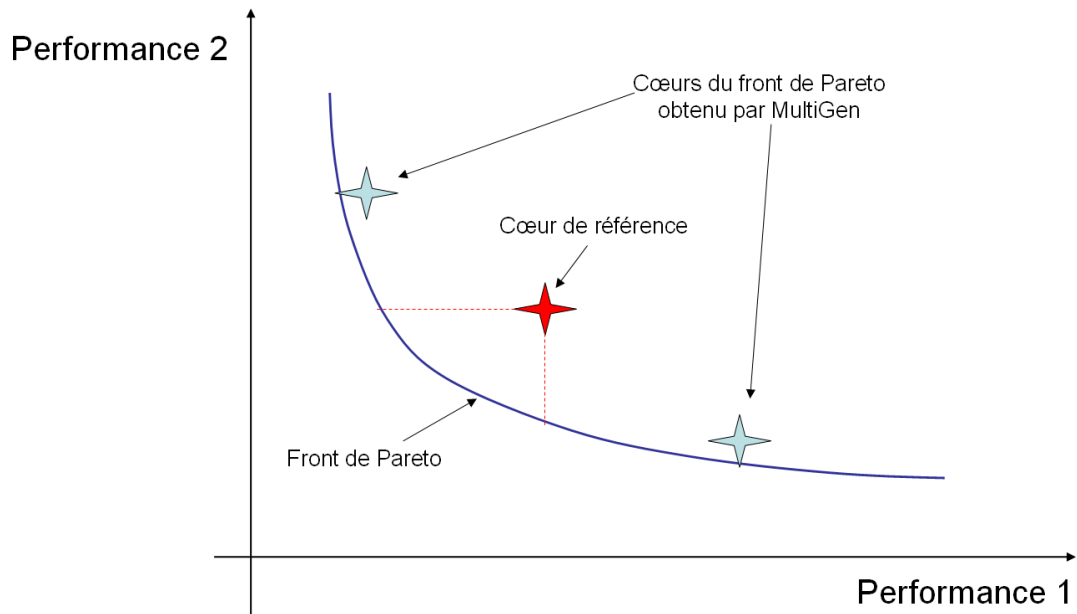


Figure 145 : Schéma de principe de l'incertitude induite sur le caractère optimal ou non d'un cœur, à cause de l'aspect discret du front de Pareto MultiGen : cas indéterminé

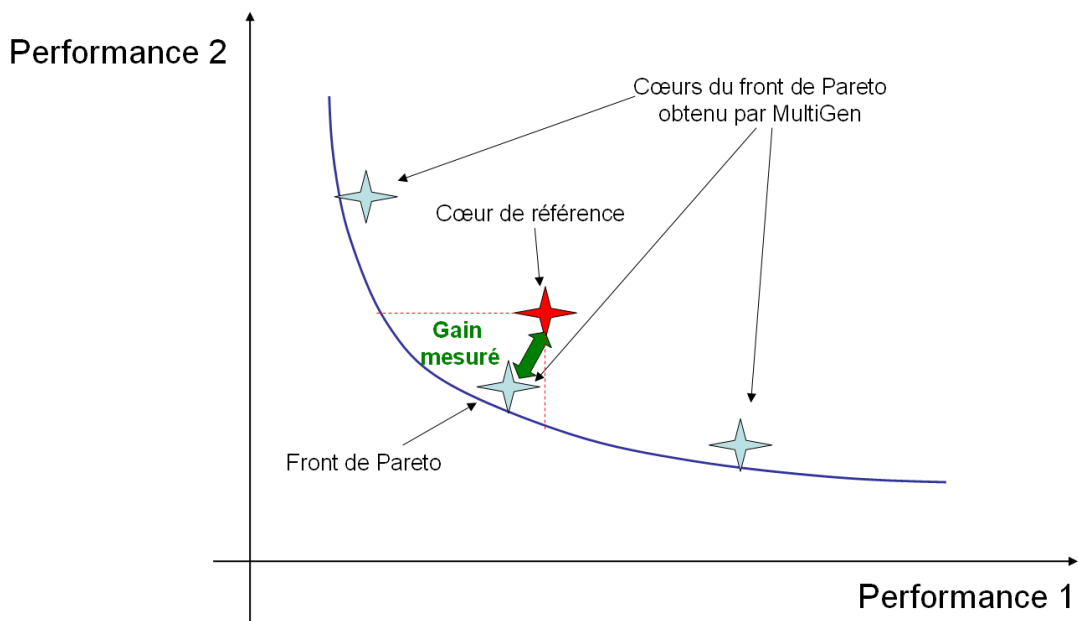


Figure 146 : Schéma de principe de l'incertitude induite sur le caractère optimal ou non d'un cœur, à cause de l'aspect discret du front de Pareto MultiGen : cas où le gain est mesurable

Il en ressort que sur 200 cœurs du front de Pareto, aucun n'est meilleur que le cœur de référence sur toutes les performances. Le cœur de référence est donc considéré comme « optimal ». Dans le cadre d'une optimisation projet courante, avec un objectif de *burn-up* donné, et les variables d'optimisation classiques (c'est-à-dire principalement géométriques), la méthode FARM ne présente pas de gain significatif par rapport au cœur de référence. On peut donc en déduire que les équipes projet qui ont optimisé ce cœur ont fait un excellent travail, et que la méthode FARM doit être utilisée pour explorer de nouveaux cœurs, et les

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

optimiser de façon macroscopique, mais n'a pas la précision d'une optimisation détaillée effectuée par les équipes projet.

6.2 Cœurs SiC avec buffer

On a vu ci-dessus que FARM permettait de proposer de nouveaux cœurs avec des profils de performances très divers dans le cas des cœurs SiC joint He. Mais, malgré tout, les performances en termes de *MSPu* et *MRPu* restent très limitées. C'est pourquoi FARM a été utilisé pour explorer et proposer les premiers cœurs utilisant la nouvelle technologie combustible du « buffer » (voir 3.1.1). Elle permet alors des gains de performance importants qui vont être présentés ci-dessous.

Comme précédemment on rappelle tout d'abord les principales hypothèses de cette étude (6.2.1) puis les résultats de l'optimisation (6.2.2). Ce sous-chapitre se termine par la proposition d'un cœur de référence pour les cœurs SiC buffer (6.2.2.3).

6.2.1 *Rappels des hypothèses importantes*

Les hypothèses de modélisation, contraintes et les paramètres de l'optimisation MultiGen des cœurs buffer sont exactement les mêmes que ceux des cœurs à joint He (voir 6.1.1) à la différence près des quelques points suivants :

- Les cœurs buffer sont modélisés avec le modèle de temps de refroidissement FARM présenté au 2.2.6 (avec le critère à 0,02%PN de puissance résiduelle cœur pour le recyclage), afin de bien discriminer les variations de cette durée de refroidissement suivant les cœurs. Ce modèle considère alors souvent des temps de refroidissement plus courts que les 5 années de référence. Ainsi, les faibles *MSPu* obtenus avec les cœurs buffer sont en partie dû à cette hypothèse qui peut réduire de l'ordre de 10% (soit quelques tonnes par GWe) la valeur de l'inventaire Pu. Les gains observés ne sont donc pas imputables uniquement au buffer.
- La fin de vie est atteinte quand toute la porosité du buffer est consommée (voir 3.1.1)
- On considère un buffer avec une porosité de 75% et un facteur thermique de 3 (voir 3.3.1.2). L'étude de sensibilité a montré qu'un facteur thermique de 5 conduirait à avoir des inventaires Pu réduits en moyenne d'environ 2 t/GWe.
- La contrainte sur la taille maximale du jeu pastille/gaine de 4,5% du rayon de la pastille n'est plus prise en compte (car le buffer évite la relocalisation d'éclats de combustible dans le jeu)

6.2.2 *Résultats*

6.2.2.1 *Résultats Généraux*

On vérifie en premier lieu que l'optimisation a bien fonctionné en vérifiant les domaines de variation des différentes variables (voir Tableau 38).

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

On remarque que là aussi, le front de Pareto recouvre un important domaine sur les différentes variables. On peut alors considérer que l'optimisation s'est bien déroulée.

Variable d'optimisation	Domaine étudié	Domaine de variation dans le front de Pareto	Moyenne dans le front de Pareto
T_{out} (°C) (température sortie cœur)	650 - 880	700 - 880	833
R_{Hfiss}/H_{exp} (hauteur fissile/hauteur vases d'expansion)	0.5 – 5	0,65 – 5	2,3
H/D (rapport hauteur fissile/diamètre)	0.2 - 0.55	0.26 – 0.5	0,37
Z_{He} réseau	30% - 60%	31% - 50%	41%
Burn-up (at%)	5 – 11	5 – 9,2	5,7
N_{ca} (Nombre de couronnes d'aiguilles)	7 – 14	7 – 11	8,4
N_c (Nombre de couronnes d'assemblages)	9 – 12	11 – 12	12
$P_{He\ gap}$ (pression initiale d'hélium dans l'aiguille)	1 – 30	3 – 23	13
p_{ouv} (porosité ouverte)	10% - 80%	11% - 79%	42%

Tableau 38 : Domaines de variation des variables d'optimisation dans le front de Pareto SiC buffer

Par rapport à l'optimisation des cœurs à joint He, il est intéressant de remarquer que quelques cœurs (très peu nombreux) ont alors 11 couronnes d'assemblages, même si la très large majorité reste en butée à 12. Cela justifie l'importance de conserver ce paramètre dans la variable d'optimisation.

Par ailleurs, on remarque que les domaines de variations de chaque variable ne sont limités par les bornes des domaines que pour quatre variables ; la température de sortie cœur, dont la borne est justifiée pour des raisons physiques (2.1.3.2), le nombre maximum de couronnes d'assemblages, lui aussi justifié par des raisons de manutention, le taux de porosité ouverte et le rapport hauteur fissile sur hauteur des vases d'expansion. Pour cette dernière variable, on constate qu'elle monte à des valeurs beaucoup plus élevées que dans le cas SiC joint He (jusqu'à 5 contre 2,5 précédemment). En effet, la très bonne conductivité thermique du buffer rend ce dernier moins sensible au relâchement des gaz de fission, et pour certains profils de cœur (à très faible puissance de pompage) la taille des vases d'expansion devient alors très faible par rapport à la hauteur fissile. Néanmoins, comme expliqué au (6.1.2.1), le modèle neutronique est alors utilisé en extrapolation sur ce domaine, hypothèse qui est validée a posteriori par les résultats de la validation du 4.3.2.1.

Tout d'abord, on observe que contrairement au cœur *GFR* sans buffer, où l'on n'atteignait pas de *burn-up* supérieurs à 6,8 at%, avec le buffer, le fait de retirer la contrainte sur la taille du jeu pastille/gaine permet d'atteindre des *burn-up* allant potentiellement jusqu'à 9 at% (même si les cœurs sélectionnés par la suite présentent des *burn-up* plus faibles, car une meilleure sûreté intrinsèque, ou un meilleur MSPu). Toutefois, il est important de noter que l'objectif du forum Génération IV de 10 at% n'est toujours pas atteint, et ce malgré l'utilisation d'un buffer.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Un autre résultat notable est que la porosité ouverte du combustible varie beaucoup plus et dans des gammes beaucoup plus faibles que dans le cas des cœurs joint He. En effet, la gamme étudiée s'étend sur toute la gamme d'étude, avec une moyenne de 42%. Cette variable est donc pleinement utilisée pour ajuster le compromis entre le gonflement et le relâchement des gaz de fission, suivant le profil de cœur considéré. Le fait que les bornes du front de Pareto soient en butée sur les bornes de variation du domaine, n'est en fait nullement problématique, car la majorité des cœurs ont des valeurs beaucoup plus intermédiaires et les bornes ne sont atteintes que pour quelques cœurs avec des profils vraiment extrêmes.

On présente également le domaine de variation des différents estimateurs de sûreté non-protégés dans le Tableau 39. On peut remarquer qu'ils varient fortement, dans une gamme qui est à peu près la même que celle des cœurs SiC à joint Hélium. Il sera donc nécessaire d'effectuer l'étude détaillée de ces transitoires une fois l'ensemble des systèmes connus pour juger de leur potentiel impact sur la conception cœur. Mais pour l'instant, ces estimateurs permettent déjà de conclure que l'ULOHS ne présentera probablement pas de problèmes majeurs, et que pour certains cœurs, l'ULOF et l'USTOP risquent d'être potentiellement problématiques.

Estimateur	Minimum	Maximum	Valeurs de référence
T_{in} ULOHS (°C)	660	925	842
T_{ptchaud} ULOF (°C)	1000	1500	1392
T_{ptchaud} USTOP (°C)	1200	1590	1464
Δp UFTOP (pcm)	770	1060	864

Tableau 39 : Domaine de variation des estimateurs de sûreté non-protégés pour les cœurs SiC Buffer

Il est difficile de faire plus de remarques générales sur les cœurs issus d'une optimisation car au sein du front de Pareto, les cœurs ont des conceptions très différentes. Des simplifications telles que « le buffer permet en augmentant la taille du jeu pastille/gaine d'atteindre de plus hauts burn-up à même puissance linéique », ou « la meilleure conductivité thermique du buffer permet d'augmenter la puissance linéique », auxquelles on s'attend avec la méthode de conception itérative classique, n'ont alors aucun sens. En effet, de nombreux cœurs ont des puissances linéiques plus élevées que le cœur de référence, mais certains d'autres en ont au contraire des plus faibles. Certains cœurs ont des inventaires Pu extrêmement réduits, mais en conservant un burn-up proche de 5 at%. La seule façon d'interpréter physiquement le gain fourni par le buffer est à étudier au cas par cas suivant le profil de cœur. C'est pourquoi, afin d'appréhender un peu mieux les performances des cœurs buffer, on présente ci-dessous une sélection de 6 cœurs buffer.

6.2.2.2 Sélections de cœurs

Pour sélectionner les 6 cœurs présentés ci-dessous, on utilise une démarche similaire à celle utilisée pour les cœurs SiC à joint He (voir 6.1.2.3). Par ailleurs, on rappelle

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

que ces cœurs ne sont optimaux que sous certaines hypothèses et que lorsque des modèles plus complets seront disponibles pour modéliser la thermique du buffer, ou le temps de refroidissement, il est recommandé de relancer une optimisation complète, plutôt que d'adapter un des cœurs présentés ci-dessous. En effet le résultat risquerait de ne pas être optimal.

On rappelle que de plus, le modèle de physique du combustible considéré dans FARM, surestime le burn-up d'environ 8%. Il faut donc augmenter d'environ 8% les valeurs de *MRPu* affichées, et de 4% celles de *MSPu* pour prendre en compte le biais du modèle combustible.

On utilise par ailleurs exactement la même méthode de notation des performances que pour les cœurs SiC à joint He (voir 6.1.2.2).

Le premier cœur présenté ci-dessous a été recherché avec un objectif assez simple. Comme une des principales limites des cœurs GFR actuels est leur grand inventaire Pu, on a cherché à utiliser le gain fourni par le buffer pour améliorer prioritairement le *MSPu*, ainsi que dans une moindre mesure le *MRPu* et le diamètre du cœur. Pour obtenir de bonnes performances on accepte également une relativement forte pression interne maximale (180 bars), un temps de sursis fortement dégradé (100s)⁴⁸, et on conserve une puissance de pompage égale à la valeur de référence. Ainsi, le cœur obtenu, appelé « Mac Gyver », dont le profil est visible sur la Figure 147, atteint un *MSPu* de 22 t/GWe, un *MRPu* de 2,6 t/GWe.an et un diamètre cœur de 4,0m (-7%). Un tel inventaire Pu est alors suffisamment faible pour envisager un déploiement beaucoup plus massif des *GFR*⁴⁹.

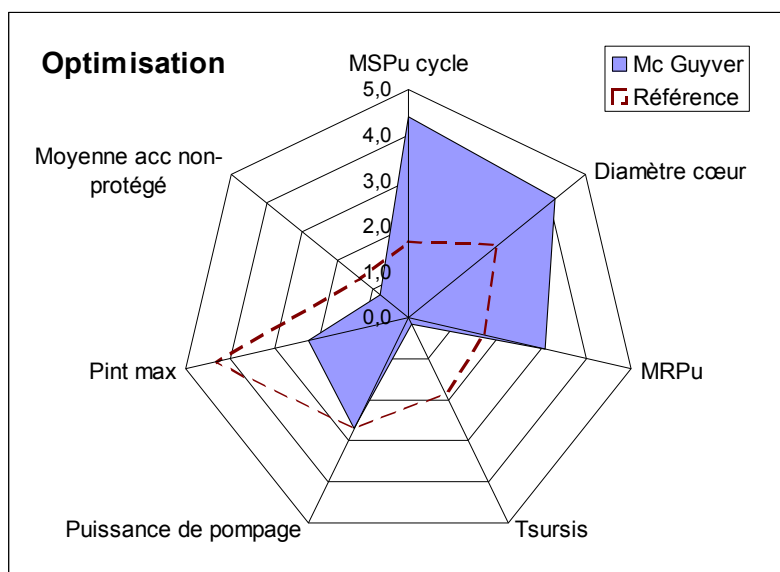


Figure 147 : Profil du cœur Mac Gyver

Ces performances sont obtenues pour un burn-up finalement assez faible de 5,7 at%, mais c'est surtout la réduction du volume du cœur (20 m³ contre 24m³ en référence) et du temps de refroidissement (3,1 ans au lieu de 5) qui permet un si faible *MSPu*. C'est également cette réduction de volume qui permet un diamètre aussi faible. Ce volume est

⁴⁸ Ce qui n'est a priori pas un problème puisque l'inertie thermique du cœur, mesurée par le temps de sursis, est de toute façon faible devant l'inertie des pompes primaires et qu'il est probablement moins coûteux de placer cette inertie dans les pompes que dans les systèmes (voir 5.2).

⁴⁹ A titre de comparaison un RNR-Na a un inventaire Pu de l'ordre de 17t/GWe (voir 1.2.1).

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

alors rendu possible par la haute puissance linéique permise par la bonne conductivité thermique de la technologie du buffer (310 W/cm de $P_{lin\ max}$ contre 190 W/cm en référence⁵⁰). Dans le cas précis de Mac Gyver, on peut alors dire que le buffer a été utilisé pour augmenter la puissance linéique.

Le cœur suivant a été sélectionné avec à peu près le même objectif, mais en allant encore plus loin. C'est-à-dire qu'on accepte une pression interne maximale encore plus élevée (210 bars), une puissance de pompage très légèrement dégradée (90 kW au lieu de 85), toujours un temps de sursis de 100s, pour obtenir des performances encore plus importantes. Le cœur Marguerite atteint alors un MSPu extrêmement faible de 20,5 t/GWe, un MRPu de 2,4 t/GWe.an et un diamètre cœur de 3,9m, comme on peut le voir sur la Figure 148.

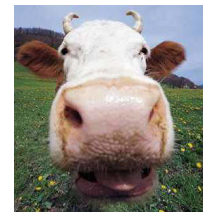
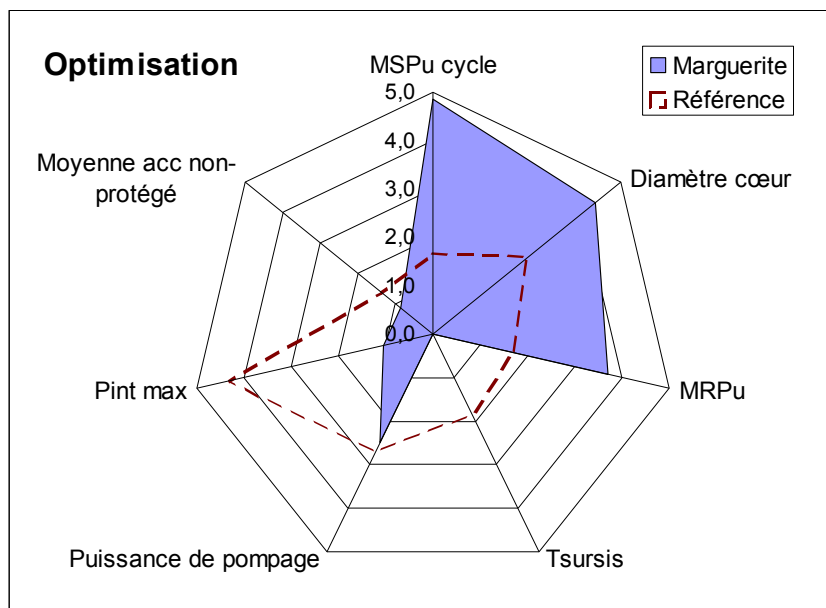


Figure 148 : Profil du cœur Marguerite

La conception de Marguerite est alors similaire à celle de Mac Gyver, mais en plus marqué, puisqu'il (elle) a un volume de cœur encore plus réduit (17,6m³), et une puissance linéique maximum qui atteint 330 W/cm. Il est par ailleurs très intéressant de remarquer que ce très faible MSPu est atteint pour un burn-up qui n'est que de 6,1 at%.

On peut également noter que ces deux cœurs ont un comportement vis-à-vis des accidents non-protégés qui est dégradé par rapport au cœur de référence (principalement à cause de la haute puissance linéique).

Le cœur suivant, appelé Picsou, a été sélectionné sur une démarche un peu différente. L'idée était d'avoir un cœur qui aurait à la fois un faible MSPu et MRPu et une puissance de pompage réduite par rapport au cœur de référence. Pour obtenir ces performances, on accepte alors une très haute pression interne maximale (230 bars), un faible temps de sursis (125s) et un diamètre cœur similaire au cœur de référence. Les performances obtenues sont alors très satisfaisantes comme indiqué sur la Figure 149, avec un MSPu de 24,4 t/GWe, un MRPu de 2,5 t/GWe.an et une puissance de pompage de 57 kW (-33% par rapport au cœur de référence). Picsou est alors un cœur qui allie à la fois des performances intéressantes, même si elles sont inférieures à celles de Mac Gyver et

⁵⁰ Ce qui est potentiellement susceptible de poser des problèmes de contraintes thermiques, (voir chapitre 3 et annexe 10.8).

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Marguerite, et un bon niveau de sûreté intrinsèque grâce à une faible puissance de pompage.

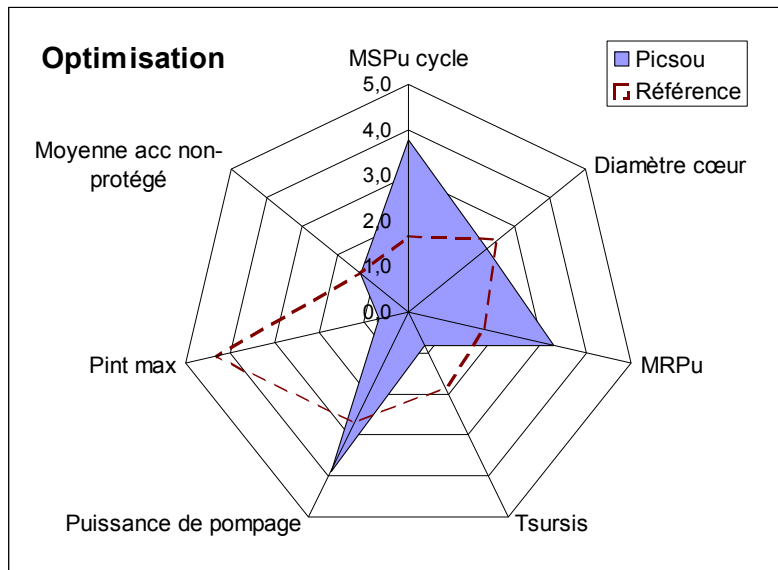


Figure 149 : Profil du cœur Picsou

Là aussi, une grosse partie des gains en MSPu viennent du volume (21 m^3) et du temps de refroidissement (3,8 ans), car le burn-up n'est que de 5,8 at%. Contrairement au cœur Mozart vu précédemment, la majorité des gains en termes de puissance de pompage sont dus à une réduction de la hauteur du cœur (2,3m au lieu de 3,0m) pour une fraction de caloporteur similaire. Par contre, là aussi, afin de compenser la perte neutronique due au faible volume, on obtient de très grosses aiguilles (rayon pastille de 3,8 mm), moins nombreuses (12 couronnes d'assemblages de 8 couronnes d'aiguilles), avec une forte puissance linéique ($P_{\text{lin max}}$ de 265 W/cm).

Un autre cœur appelé Kenobi, qui n'est pas présenté ici, mais dans l'annexe cœur 10.9 peut être vu comme une variante de Picsou ; mais en dégradant plus le diamètre et en optimisant tout particulièrement le MRPu.

Le cœur suivant, appelé Yohana, reste également sur cette démarche de MSPu assez faible, ainsi que d'une puissance de pompage réduite, mais en ayant une très faible pression interne maximale. Ainsi, au cas où les performances du SiC ne permettraient pas d'atteindre des pressions internes maximales élevées, le cœur Yohana constituerait une solution de repli très intéressante des cœurs Picsou, Marguerite et Mac Gyver. Ainsi, comme indiqué sur la Figure 150, il (elle) a une pression interne maximale similaire à celle du cœur de référence, et permet néanmoins d'atteindre un MSPu de $25,3 \text{ t/GWe}$, et une puissance de pompage réduite à 61 kW (-28%). Ces performances ont néanmoins un coût, et on a décidé pour ce cœur de conserver le diamètre du cœur de référence, et de dégrader par contre le MRPu à $3,3 \text{ t/GWe.an}$. Ceci fournit alors un parfait exemple que le MSPu et le MRPu sont des performances très différentes, puisqu'on a pu améliorer le MSPu de 21%, tout en dégradant le MRPu de 10%. Il est également intéressant de remarquer que ce cœur présente un excellent comportement en accidents non-protégés, et ce malgré un assez faible temps de sursis.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

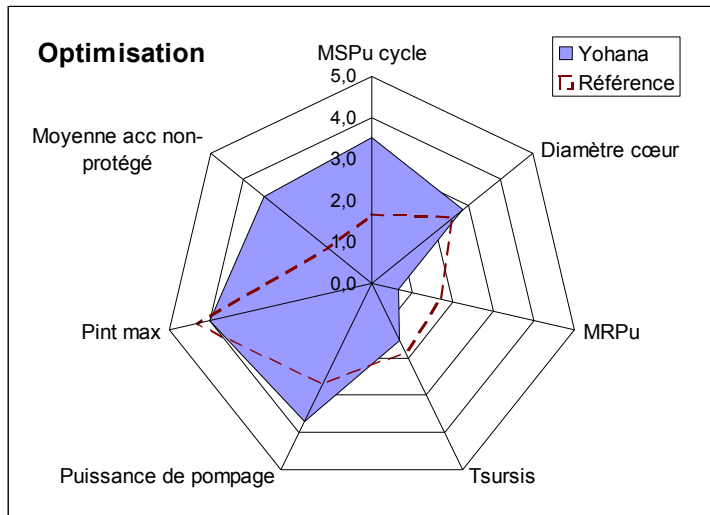


Figure 150 : Profil du cœur Yohana

Ce bon comportement en situations non-protégées est principalement dû à la relativement faible température du combustible en situation nominale, permise par le buffer. En effet cette dernière est plus froide de plus de 100°C par rapport au cœur de référence, ce qui fournit de plus grandes marges d'anti-réactivité en cas d'accident, en plus de la meilleure efficacité du doppler à faible température. Des températures si froides sont rendues possibles grâce au buffer et la relativement faible puissance linéique (230W/cm). Cette « faible » puissance linéique est notamment due au fait que Yohana est constitué(e) d'un grand nombre de petites aiguilles (3,25 mm de rayon pastille). Il (elle) est composé(e) de 12 couronnes d'assemblages de 9 couronnes d'aiguilles (soit 127 099 aiguilles), ce qui permet d'obtenir des aiguilles avec une faible puissance linéique malgré la forte puissance volumique du cœur (le cœur ne fait que 18,1m³ et a donc une puissance volumique moyenne de 130 MW/ m³). La fraction de caloporteur est légèrement réduite pour ne pas trop pénaliser le cœur neutroniquement, et la faible puissance de pompage est alors obtenue par le fait que le cœur est extrêmement plat (1,6m de hauteur totale, contre 3m en référence). Sa faible température combustible, associée à la très faible porosité ouverte de son combustible (16%) permet alors au cœur Yohana d'avoir une très faible pression interne maximale puisque son combustible va peu relâcher de gaz de fission.

Les cœurs suivants sont alors très différents des 4 précédents. Jusqu'ici la démarche avait plutôt consisté à utiliser le gain fourni par le buffer pour améliorer principalement le MSPu. On cherchait des cœurs qui présentent des inventaires suffisamment faibles pour être déployés, et donc le buffer était plus utilisé dans une optique d'amélioration des performances. Les cœurs présentés ci-dessous ont alors la démarche inverse, et sont plus des exemples de ce qui peut être obtenu en utilisant le buffer pour augmenter la sûreté intrinsèque du cœur.

Le premier cœur de cette série, le cœur Mathieu, présente alors un MSPu très élevé (28,9 t/GWe, ce qui compte tenu du modèle de temps de refroidissement équivaut à un inventaire quasiment similaire au cœur de référence) ainsi qu'un MRPu de 2,8 t/GWe.an. Le diamètre du cœur est également augmenté de 5% jusqu'à 4,5m. Ce qui permet d'obtenir une pression interne maximale très faible de 155 bars, de façon à avoir un cœur très sûr du point de vue du combustible, ainsi qu'un temps de sursis très élevé (255s) et une puissance de pompage fortement réduite à 62kW. On constate alors qu'utiliser le buffer pour augmenter la sûreté intrinsèque est très efficace. Le comportement du cœur Mathieu vis-à-vis des

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

accidents non-protégés est par ailleurs très bon, également grâce à une très faible température combustible nominale.

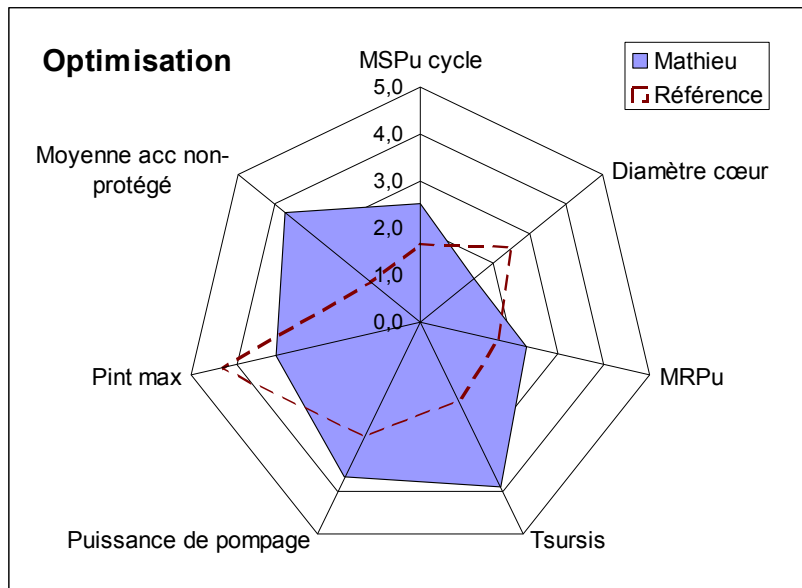


Figure 151 : Profil du cœur Mathieu

Le cœur Toutankhamon, qui n'est pas présenté ici, mais dans l'annexe cœur, a un profil tout à fait similaire à Mathieu, mais en acceptant des pressions internes maximales plus élevées.

Le dernier cœur que l'on présente ici est alors Midas, sur la Figure 152. Le profil de Midas est alors similaire à celui de Mozart, l'objectif est d'obtenir un cœur à très faible puissance de pompage, en l'occurrence il atteint la valeur de **38 kW**, soit plus d'une division par deux par rapport au cœur de référence. A côté de cela, il présente un MSPu de 29,3t/GWe, un MRPu dégradé à 3,5t/GWe.an, et un diamètre augmenté de 3%. Ses autres estimateurs de sûreté sont également très bons avec une pression interne maximale très faible à 135 bars, et un temps de sursis de 195s. De plus, le comportement en accidents non-protégés de Midas se révèle également très bon.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

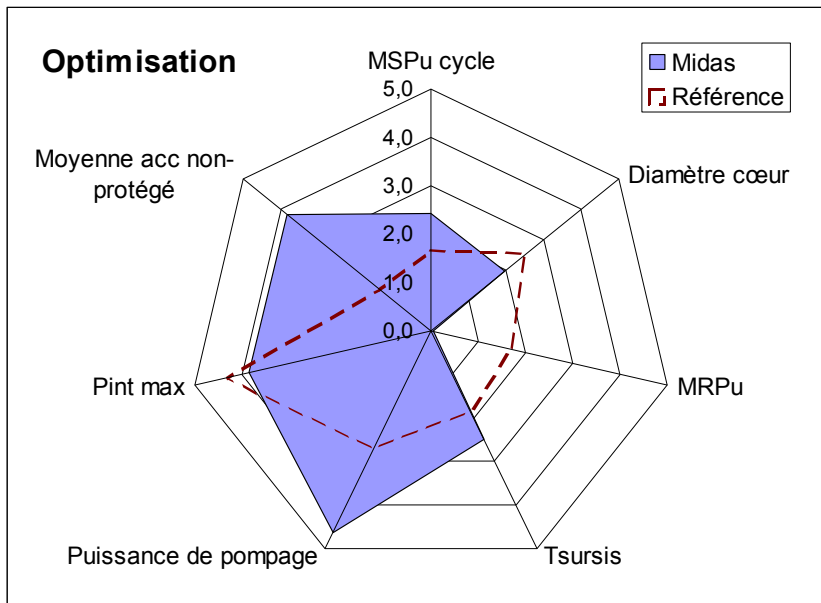


Figure 152 : Profil du cœur Midas

Pour obtenir une si faible puissance de pompage Midas cumule deux effets de conception. Tout d'abord sa fraction de caloporteur est particulièrement élevée 45,5% (contre 43% pour le cœur de référence), mais en plus, sa hauteur de cœur est particulièrement faible 1,8m. Ces deux caractéristiques réduisent alors grandement sa perte de charge en situation accidentelle. En régime nominal, sa perte de charge reste néanmoins très élevée (1,9bar) à cause de la très faible température de sortie de ce cœur (690°C). Cette grande fraction de caloporteur et sa faible température de sortie lui permettent d'avoir des températures combustibles nominales très froides. Ce qui associé au fait que la porosité ouverte du combustible est très faible (18%) implique que le combustible va alors peu relâcher les gaz de fission, ce qui permet à ce cœur de conserver une très faible pression interne maximale. Midas a également un grand nombre (12 couronnes d'assemblages de 9 couronnes d'aiguilles) de petites aiguilles (rayon pastille de 3,25 mm), ce qui permet de réduire encore plus la température du combustible. Par ailleurs, ces faibles températures nominales lui permettent également d'avoir un bon comportement en situations accidentelles non-protégées.

Le burn-up de Midas n'est que de 5 at%, et on peut vraisemblablement supposer que si des burn-up plus faibles avaient été autorisés, certains cœurs avec ces profils auraient eu des burn-up encore inférieurs. Mais son faible volume 22,1m³, et temps de refroidissement (3,2 ans), lui permet de conserver un MSPu acceptable. A cause de sa grande fraction de caloporteur, le *coefficient de vidange* du cœur Midas est de 1,0\$, ce qui rappelons-le n'est pas un problème. Il est même particulièrement intéressant de remarquer que ce cœur qui a un *coefficient de vidange* significativement plus élevé que les autres cœurs buffer, est le cœur qui en moyenne se comporte le mieux vis-à-vis des accidents non-protégés. Ceci souligne bien le fait que les coefficients de *contre-réaction neutroniques* ne font pas tout et que le dimensionnement thermo-hydraulique du cœur compte également beaucoup dans le comportement des accidents non-protégés.

On rappelle alors dans le Tableau 40, les différents objectifs de sélection des différents cœurs buffer, et on présente sur les Figure 153, Figure 154 et Figure 155 des comparaisons entre les différents profils de cœur buffer.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Cœurs	MRPu (t/GWe*an)	MSPu (t/Gwe)	Diamètre (m)	Puissance P (kW)	Ts (s)	Pint (bar)
Référence	2.99	32	4.3	84.9	168	120.6
Mc Guyver	<réf	<<réf	<réf	réf	/	<190
Marguerite	<réf	<<<réf	<réf	<100	/	<230
Picsou	<réf	<<réf	4.4	<réf	/	<230
Yohana	>réf	<<réf	<réf	<réf	/	réf
Mathieu	<réf	<réf	4.5	<réf	>réf	<160
Kenobi	<<réf	<réf	4.5	<réf	/	<230
Midas	>réf	<réf	4.4	<<réf	/	<150
Toutankhamon	<réf	<réf	4.5	<réf	>réf	<200

Tableau 40 : Objectifs de sélection des différents cœurs SiC buffer

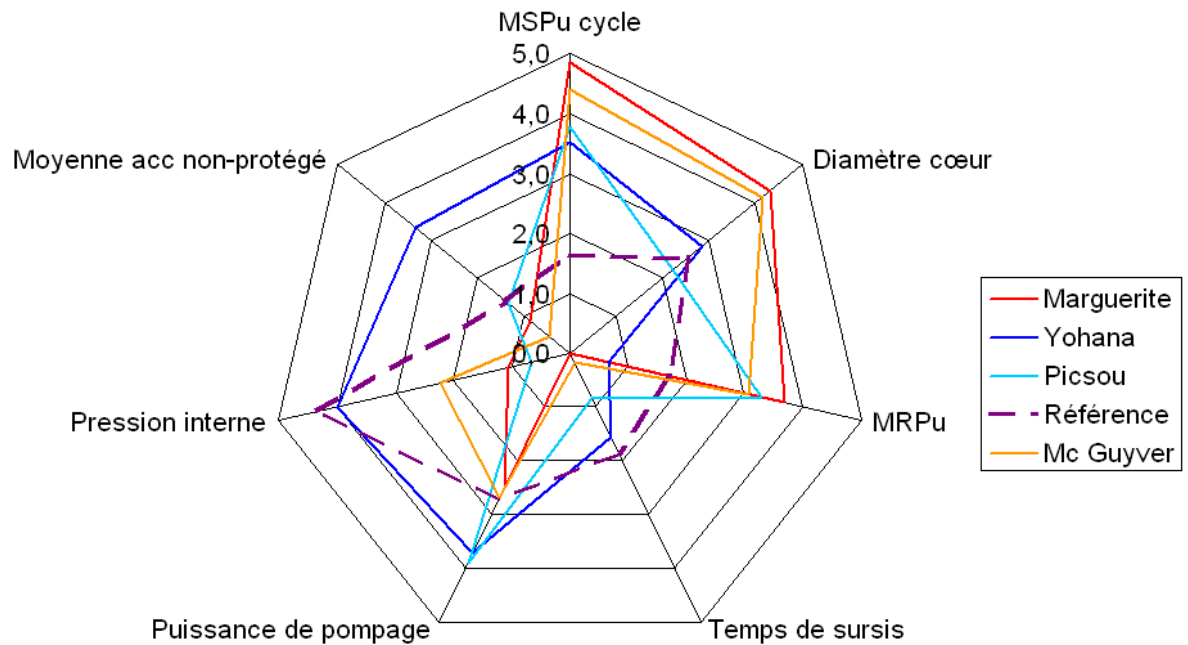


Figure 153 : Profils de divers cœurs SiC buffer à faible MSPu

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

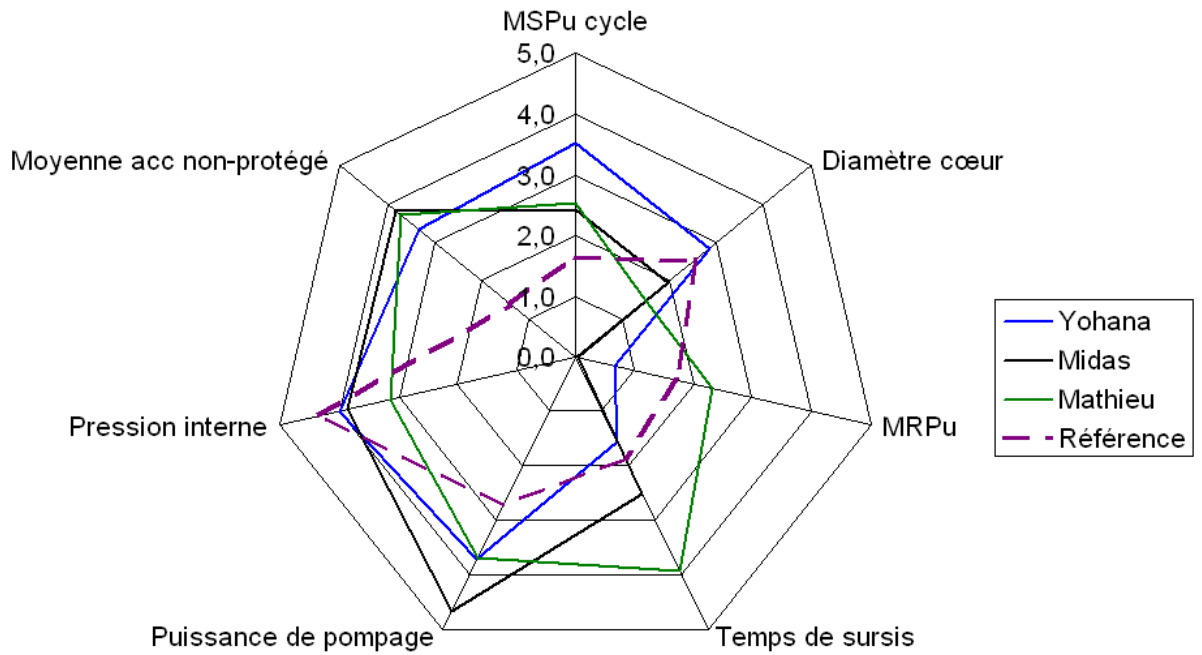


Figure 154 : Profils de divers cœurs SiC buffer à estimateurs de sûreté favorables

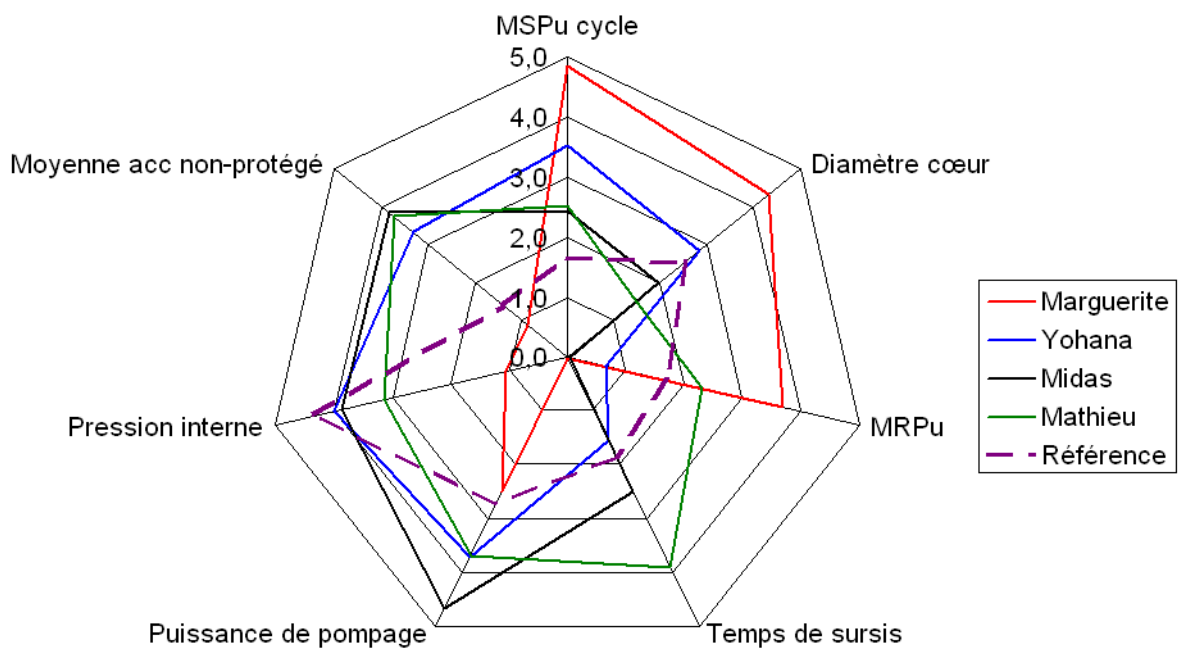


Figure 155 : Profils de divers cœurs SiC buffer

Comme précédemment, on donne également dans le Tableau 41 une « table d'équivalence » afin de mesurer l'impact de la variation d'un paramètre sur les autres performances.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

	MRPu	Diamètre cœur	Puissance de pompage	Temps de sursis	Pression interne maximale
Augmentation nécessaire pour réduire le MSPu de 1t/GWe	0,2 (t/GWe.an)	0,04 (m)	20 (kW)	- 5 (s)	200 (bars)

Tableau 41 : Table d'équivalence des performances des cœurs SiC buffer

Par rapport aux cœurs SiC joint He, on constate alors qu'en moyenne, le diamètre du cœur devient beaucoup plus influent. En effet une variation 4 fois plus faible qu'auparavant permet d'obtenir le même gain en MSPu. On peut faire la même remarque sur le temps de sursis, où quelques secondes permettent de gagner de l'ordre d'une tonne par GWe de MSPu. Comme on pouvait s'y attendre seule la pression interne maximale a été « dévaluée » par rapport au cas joint He. En effet, il faut alors une encore plus grande variation de pression pour améliorer le MSPu, ce qui s'explique par le fait que le buffer est beaucoup moins sensible à la dégradation de la conductivité du jeu par les gaz de fission.

Ce tableau d'équivalence n'est encore une fois constitué que de valeurs moyennes à utiliser en ordre de grandeurs, mais donne toute de même une indication intéressante.

6.2.2.3 Proposition d'un cœur de référence buffer

Les études FARM ont été les premières à proposer des cœurs utilisant la technologie combustible du buffer, et parmi les 220 cœurs du front de PARETO, 8 ont été sélectionnés comme ayant des profils particulièrement intéressants. On constate alors que le gain apporté par ce buffer peut être utilisé soit pour améliorer les performances, soit pour améliorer la sûreté intrinsèque du cœur, mais aussi un peu les deux en même temps, avec différentes répartitions entre les différentes performances et estimateurs de sûreté. Dans le premier cas, sous certaines hypothèses les gains peuvent être suffisamment importants pour atteindre des inventaires Pu légèrement supérieurs à 20 t/GWe ce qui rend alors le déploiement de ces réacteurs beaucoup plus aisé.

On rappelle également que les cœurs présentés ci-dessous ne sont optimaux que pour les hypothèses considérées, et que lorsque plus d'informations seront disponibles sur les temps de refroidissement ainsi que la modélisation thermique du buffer, on recommande de relancer les optimisations et de sélectionner à nouveau des cœurs. De plus, même sous ces hypothèses, le cœur le plus adapté au projet n'est probablement pas un de ceux présentés ci-dessous, mais un compromis particulier, hybride entre les différents profils proposés ici. On laisse alors le soin au concepteur de retourner voir le front de Pareto et d'y sélectionner le cœur qui lui correspond le mieux.

Néanmoins, les prochaines études détaillées de neutronique, de physique du combustible, de thermo-hydraulique et de conception système ne peuvent pas considérer les 6 cœurs présentés ci-dessous simultanément. Il est donc nécessaire de proposer une référence qui pourra servir de base aux études à venir.

Ce choix est alors forcément subjectif, puisqu'il faut alors prioriser les différents aspects cycle, système, et estimateurs de sûreté, sans forcément avoir tous les éléments et

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

coûts associés, et ne peut être réalisé que par un concepteur qui aurait une vision globale de l'ensemble des problématiques associées à ce réacteur.

C'est pourquoi la proposition d'un cœur de référence ci-dessous n'est qu'une proposition, en attendant des études supplémentaires sur les différents aspects et une optimisation de l'ensemble de la conception du cycle et du réacteur.

Néanmoins, s'il faut faire un choix, on considère ici que la principale contrainte et le principal frein au développement potentiel du GFR est son très grand inventaire Pu. C'est pourquoi, on propose ici de considérer en référence, le cœur buffer sélectionné ci-dessus qui a le plus faible inventaire Pu (20,5t/GWe) : **Marguerite**. Ce cœur présente par ailleurs un très faible diamètre, ce qui est très favorable d'un point de vue économique, et une puissance de pompage très légèrement dégradée par rapport au cœur de référence. Ainsi la conception système ne devrait pas requérir de trop fortes modifications par rapport à celle du système de référence. Le principal inconvénient de ce cœur reste les hypothèses très favorables considérées pour son combustible (Puissance linéique maximum de 330W/cm, et pression interne maximale de 220 bars) qui risquent d'être impossibles à atteindre. Ainsi Marguerite est proposée pour être la référence associée à un combustible buffer très performant.

Mais, si de telles performances ne pouvaient être atteintes pour le combustible, on recommande alors de considérer en solution de repli, un cœur avec un profil beaucoup moins exigeant vis-à-vis des performances du SiC mais avec un inventaire Pu relativement acceptable (25t/GWe), du type du cœur **Yohana**. En effet, du point de vue combustible, ce cœur a une puissance linéique maximum de 230 W/cm et une pression interne maximale de 130 bars, ce qui est à priori accessible. De plus, si le diamètre du cœur est alors proche du cœur de référence, sa très faible puissance de pompage devrait permettre d'obtenir des gains sur le dimensionnement des systèmes. Un des inconvénients majeurs de ce cœur reste cependant son très fort MRPu (3,3t/GWe.an).

On rappelle que le détail des performances et des grandeurs géométriques de ces cœurs est donnée dans l'annexe 10.9 « Cœurs issus des optimisations FARM ».

6.3 Cœurs Vanadium

Après avoir étudié les cœurs SiC, FARM a également été utilisé pour concevoir les premiers cœurs GFR aiguilles utilisant un gainage en Vanadium. Un cœur GFR gainé en Vanadium mais avec une géométrie à plaques a déjà été étudié au CEA [DEL09], mais c'est la première fois que des cœurs à géométrie aiguille sont proposés. On présente donc ci-dessous les résultats des optimisations FARM sur ce concept de cœur.

Comme précédemment, on commence par rappeler les principales hypothèses de l'optimisation (6.3.1), avant de présenter les résultats généraux sur ce type de cœurs (6.3.2.1). Ces cœurs étant très différents des cœurs SiC, et associés à un autre élément combustible, on ne peut alors pas les comparer aux cœurs SiC. C'est pourquoi on adapte la représentation considérée (6.3.2.2), avant de proposer ensuite une nouvelle référence pour les cœurs vanadium, ainsi qu'une sélection de divers cœurs vanadium avec des profils remarquables (6.3.2.3).

6.3.1 *Rappels des hypothèses importantes*

On rappelle donc ci-dessous les principales hypothèses considérées pour l'étude des cœurs gainés en vanadium.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

- La fin de vie est atteinte quand une gaine atteint 1% de déformation en fluage thermique (en intégrant une marge pour un éventuel accident de dépressurisation) (voir 3.1.4)
- Le système de conversion d'énergie considéré est un cycle combiné.
- Le *TH* est cette fois constitué d'un *TH* mixte, fait d'une armature ajourée de Vanadium de 3mm d'épaisseur entourant des blocs de SiC de 3mm (voir 2.1.1), avec un jeu inter-assemblage à froid de 3 mm. Ce type de *TH* est fortement pénalisant par rapport à un *TH* massif SiC, mais beaucoup plus réaliste d'un point de vue mécanique.
- L'épaisseur de la gaine est variable, d'un cœur à l'autre.
- La gaine présente sur sa face interne un liner bicouche de W-Re de 20μm d'épaisseur, qui ne sert qu'à représenter l'impact neutronique d'un éventuel futur liner en acier (voir 2.1.3.1).
- L'aiguille ne dispose que d'un seul vase d'expansion situé sous la zone combustible.
- On suppose que l'assemblage dispose d'une grille d'espacement tous les 45 cm.
- On suppose que le profil de puissance ne va pas varier au cours de l'irradiation, en conservant un facteur de forme global de 1.5 (1.176 radial et 1.27 axial).
- Les cœurs vanadium, comme les cœurs buffer utilisent le modèle de temps de refroidissement FARM présenté au 2.2.6 (avec le critère à 0,02%PN de puissance résiduelle cœur pour le recyclage). Ce modèle considère alors souvent des temps de refroidissement plus courts que les 5 années de référence. Ainsi, les faibles MSPu obtenus avec les cœurs vanadium sont en partie dus à cette hypothèse qui peut réduire de l'ordre de 10% (soit quelques tonnes par GWe) la valeur de l'inventaire Pu. Les gains observés ne sont donc pas imputables uniquement à l'utilisation d'une gaine vanadium.

On rappelle également les principales contraintes de conception prises en compte :

- Tous les cœurs étudiés sont *isogénérateurs* à l'équilibre.
- La masse des assemblages proposés est toujours inférieure à 600 Kg
- Le diamètre du cœur est inférieur à 4.6 m
- Le jeu pastille/gaine à froid est toujours inférieur à 4.5% du rayon de la pastille
- La puissance résiduelle peut être évacuée en convection naturelle à 70 bars d'hélium (Pression de Repli < 70 bars)
- Et la perte de charge des cœurs est inférieure à 2,0 bars.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

6.3.2 Résultats

6.3.2.1 Résultats Généraux

Comme précédemment on commence toujours par vérifier que le front de Pareto couvre un large domaine de l'espace étudié, comme l'indique le Tableau 42.

Par rapport aux optimisations SiC, le domaine d'étude considéré n'est pas tout à fait le même. Tout d'abord, étant donné la mauvaise tenue du Vanadium à très haute température (comparée au SiC), la température de sortie cœur a été réduite de 880°C à 800°C. Cette réduction du domaine d'étude, qui semblait pourtant naturelle n'était finalement pas totalement justifiée puisque quelques rares cœurs aux profils assez extrêmes arrivent en butée sur cette valeur. Néanmoins, la moyenne des températures de sortie se situe bien en-dessous à 760°C, ce qui indique que cette réduction arbitraire du domaine d'étude n'a pas été pénalisante pour la plupart des cœurs. Parmi tous les cœurs Vanadium sélectionnés ci-dessous, seul « Arsène Lupin », cœur vraiment extrême est alors peut-être en butée sur cette valeur ($T_{out} = 795^\circ\text{C}$, ce qui peut soit être le vrai optimum, soit correspondre à la butée de 800°C, sans avoir réussi à converger parfaitement dessus).

Ces faibles températures de sortie cœur, associées à la meilleure conductivité du Vanadium par rapport au SiC, et au fait que les jeux pastille/gaine sont moins grands (en effet, comme l'interaction mécanique pastille/gaine permet d'atteindre de haut burn-up, il est moins nécessaire d'avoir des jeux initiaux importants pour accommoder le gonflement), implique que les températures du combustible sont généralement plus faibles que dans les cœurs SiC.

Variable d'optimisation	Domaine étudié	Domaine de variation dans le front de Pareto	Moyenne dans le front de Pareto
T_{out} (°C) (température sortie cœur)	650 - 800	670 - 800	760
$R_{Hfiss/Hexp}$ (hauteur fissile/hauteur vases d'expansion)	1 – 5	1 – 5	2,8
H/D (rapport hauteur fissile/diamètre)	0.2 - 0.6	0.25 – 0.5	0,43
Z_{He} réseau	40% - 60%	41% – 59%	50%
Burn-up (at%)	5 – 12	5 – 9,4	6,4
N_{ca} (Nombre de couronnes d'aiguilles)	6 – 14	7 – 11	8,9
N_c (Nombre de couronnes d'assemblages)	9 – 12	12	12
e_{gaine} (épaisseur gaine)	0,5 – 2,5	0.8 – 1.5	1,1
$P_{He\ gap}$ (pression initiale d'hélium dans l'aiguille)	1 – 20	2 – 20	12
p_{ouv} (porosité ouverte)	10% - 80%	30% – 80%	65%

Tableau 42 : Domaines de variation des variables d'optimisation dans le front de Pareto Vanadium

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

En utilisant le retour d'expérience précédent sur le rapport entre la hauteur fissile et la hauteur des vases d'expansion, le domaine de validité de l'interpolation neutronique s'étend jusqu'à 5 en borne maximum. La borne minimum a néanmoins été augmentée jusqu'à 1. En effet, comme le vase d'expansion se situe en bas du cœur, ce qui est très favorable, on a estimé dans un premier temps qu'il ne serait pas nécessaire de descendre en-dessous de 1 (c'est-à-dire d'avoir des vases d'expansion plus grands que la hauteur fissile), pour réduire la taille du domaine d'étude. Néanmoins, la très grande variété de profils de cœurs issus de l'optimisation couvre absolument tout le domaine d'étude, de 1 à 5, mais seuls de très rares cœurs, là aussi aux profils très extrêmes, arrivent en butée sur ces valeurs. La moyenne des rapports entre la hauteur fissile et la hauteur des vases d'expansion se situe à 2,8, ce qui indique bien que ce domaine est adapté pour la plupart des cœurs. Par ailleurs, aucun des cœurs sélectionnés ci-dessous n'est en butée sur ces valeurs.

Concernant le rapport hauteur sur diamètre du cœur, le domaine considéré est le même que précédemment, et reste tout à fait adapté.

Le domaine d'étude de la fraction de caloporteur dans le réseau d'assemblage est par contre modifié. En effet, la faible température de sortie cœur considéré en situation accidentelle (1130°C, contre 1500°C pour le SiC), impose que les cœurs vanadium soient beaucoup plus « faciles à refroidir » que les cœurs SiC afin de conserver des puissances de pompage similaires (voir 1.2.2.1). Il est donc nécessaire que leur fraction de caloporteur soit significativement supérieure à celle des cœurs SiC. On décide alors de réduire le domaine d'étude de 40 à 60% de caloporteur, ce qui est tout à fait validé a posteriori par l'optimisation, puisqu'aucun cœur n'arrive en butée sur ces valeurs (de justesse).

Il s'agit d'une des différences majeures entre les cœurs SiC et les cœurs Vanadium, là où les cœurs SiC avaient généralement autour de 41% de fraction de caloporteur, les cœurs vanadium sont en moyenne à 50%. Seulement, cela a un impact direct sur la fraction de combustible en cœur, qui passe de 28-30% pour les cœurs SiC à 20-22%. Mais, le spectre neutronique beaucoup plus dur (favorable neutroniquement) dans le cas des cœurs vanadium (le Carbone du SiC avait un effet modérateur non négligeable) compense cet effet, et permet de rester proche de isogénération avec des volumes de cœur similaires. Ceci est cohérent avec les études des cœurs vanadium plaque [DEL09]. Ce simple fait réduit alors la quantité de Pu dans le cœur, et donc les inventaires Pu (MSPu) et les masses de Pu à retraiter (MRPu) de ces cœurs d'environ 20%. C'est une des principales causes des bonnes performances des cœurs Vanadium présentés ci-dessous⁵¹. Ainsi, on peut dire que, dans une certaine mesure, les bonnes propriétés neutroniques du vanadium compensent la pénalité induite par sa tenue limitée en haute température. Les puissances de pompage obtenues sont alors tout à fait similaires à celles des cœurs SiC, ce qui était loin d'être acquis.

Concernant le burn-up, le domaine d'étude reste inchangé. On reste en butée sur le minimum de 5 at% de burn-up. Certains cœurs, avec des profils extrêmes très orientés sûreté, seraient probablement optimaux avec des burn-up inférieurs, mais on l'impose comme une performance minimale à atteindre. Par contre, la moyenne des burn-up atteint pour les cœurs vanadium est significativement plus élevée que pour les cœurs SiC, puisqu'elle atteint 6,4 at%. Certains cœurs très extrêmes atteignent même 9,4 at%⁵². Ces hauts burn-up, rendus possibles grâce à l'interaction mécanique pastille/gaine permise par le vanadium, sont également une des causes des bonnes performances en MSPu et MRPu des cœurs présentés ci-dessous.

⁵¹ Même si la validation du 4.3.2.2 nuance ces performances.

⁵² Performances hors validation, ce qui correspond en réalité à un burn-up de l'ordre de 8 at%.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Mais, on a vu que le *coefficient de vidange* augmentait fortement avec la fraction volumique de caloporteur (plus il y a d'hélium, plus on peut en enlever et plus l'impact neutronique est important), et le burn-up (voir 4.3.1.3). Par conséquent, les grandes fractions volumiques d'hélium et les hauts burn-up des cœurs vanadium impliquent forcément des grands coefficients de vidange. En effet, dans le front de Pareto, les coefficients de vidange en fin de vie varient de 0,9 à 1,5\$, avec une moyenne de 1,2\$. Hormis quelques cas extrêmes, pratiquement tous les cœurs d'intérêts ont un *coefficient de vidange* supérieur au *dollar*, ce qui ne devrait pas poser de problème majeur de sûreté (voir 1.2.2.2 et annexe 10.3).

On observe aussi que comme pour les cœurs SiC, l'optimum est toujours obtenu avec 12 couronnes d'assemblages. Le nombre de couronnes d'aiguilles est lui toujours aussi variable, entre 7 et 11.

Le domaine de variation de la pression interne initiale d'hélium a été réduit à 20 bars au maximum, en partant du constat qu'il ne dépassait pas 23 bars pour les cœurs SiC, et que pour les cœurs Vanadium, cette pression initiale serait beaucoup moins influente, et donc tendrait à être plus faible. En effet, elle ne sert alors plus qu'à limiter le fluage avant *IMPG* (voir 3.1.4). Ce nouveau domaine est validé a posteriori par le résultat de l'optimisation puisqu'un seul cœur se situe en butée à 20 bars, la moyenne des pressions se situant à 12 bars.

Le taux de porosité ouverte est comme pour les cœurs buffer très variable, même s'il tend à être élevé, en moyenne de 65%.

Pour finir, le domaine de variation de l'épaisseur de la gaine a été choisi suffisamment large, voire un peu trop, puisque les cœurs issus du Pareto ont des épaisseurs de gaine entre 0,8mm et 1,5mm, avec une moyenne de 1,1mm.

Ainsi, on constate que l'optimisation s'est bien passée et que le Front de Pareto couvre une grande partie du domaine. Par ailleurs l'espace de calcul est adapté puisqu'il permet d'explorer l'ensemble des cœurs qui nous intéressent, hormis quelques profils très extrêmes.

Sinon, on rappelle (voir 5.2.2) qu'à cause de la moins bonne tenue à haute température du vanadium par rapport au SiC, les temps de sursis des cœurs vanadium sont drastiquement réduits. En effet, ces derniers varient de 60 à 170 secondes pour les cœurs les plus extrêmes, avec une moyenne à 100 secondes, là où les cœurs buffer variaient de 90 à 270s, avec une moyenne autour de 160s.

On présente également dans le Tableau 43, les plages de variation des estimateurs de sûreté non-protégés dans le front de Pareto. On constate tout d'abord que comparé au Tableau 39, les accidents non-protégés sont bien plus favorables pour les cœurs vanadium que pour les cœurs SiC. En effet, on observe sur la valeur moyenne de chaque estimateur, et les plages de variation associées, des gains significatifs : -80°C pour l'ULOHS, -320°C pour l'ULOF, -340°C pour l'USTOP, et + 380 pcm pour l'UFTOP. Ces gains sont principalement dus à la faible température moyenne du combustible que l'on observe sur la majorité des cœurs, car les coefficients de *contre-réaction neutroniques* ne sont pas si différents.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Estimateur	Minimum	Maximum	Moyenne du front de Pareto
T_{in} ULOHS (°C)	600	970	762
T_{ptchaud} ULOF (°C)	790	1400	1070
T_{ptchaud} USTOP (°C)	1010	1250	1120
Δp UFTOP (pcm)	1060	1460	1250

Tableau 43 : Domaine de variation des estimateurs de sûreté non-protégés pour les cœurs Vanadium

Sinon, de la même façon que pour les cœurs SiC, on peut en conclure que l'ULOHS ne devrait pas à priori poser de problèmes. Par contre, même si les cœurs vanadium se comportent bien mieux que les cœurs SiC, on constate que certains cœurs risquent de dépasser le critère de 1230°C pour l'USTOP, et surtout pour l'ULOF (c'est le cas d'un seul des cœurs présentés au 6.3.2.3, Arsène Lupin). On rappelle que ces valeurs ne sont pas à prendre en valeur absolue, mais au niveau de l'ordre de grandeur, il apparaît qu'il est possible que l'étude complète, incluant les systèmes, montre que les températures de gaine puissent dépasser ce critère au cours du transitoire. Néanmoins, le critère de 1230°C de température limite a été établi en considérant une situation dépressurisée ce qui maximise les contraintes sur la gaine. Or, dans un ULOF, ou un USTOP, on suppose que le circuit primaire est encore pressurisé. Par conséquent, le vanadium pourrait alors supporter des températures bien plus élevées, probablement de l'ordre de 1400°C ou 1500°C (voir Figure 81). Une contrainte de 10MPa, telle qu'observée en début de vie dans les cœurs présentés ci-dessous, conduirait à des températures limites admissibles de 1500°C. Or la contrainte de pression diminue au cours de l'irradiation à cause du relâchement de gaz de fission, on peut donc vraisemblablement supposer qu'un critère de 1500°C en situation pressurisé serait acceptable.

On peut donc déduire de ces quelques résultats très imprécis qu'a priori, les accidents non-protégés lents ne devraient pas poser de problèmes majeurs pour les cœurs gainés en vanadium, ce qui reste néanmoins à confirmer par des études plus complètes incluant le transitoire et les systèmes.

Par ailleurs on peut mentionner que les doses maximum reçues par la gaine sur les différents cœurs varient alors de 150 à 250 déplacements par atome (dpa).

En conclusion, on peut déjà déduire de l'analyse du Tableau 42, que les cœurs vanadium sont des cœurs très performants en termes de MSPu et MRPU, avec des puissances de pompages similaires aux cœurs SiC, et des temps de sursis beaucoup plus faibles. Ainsi, le mode de représentation des performances des cœurs SiC n'est plus adapté pour de telles performances, et une nouvelle référence est nécessaire pour pouvoir comparer les différents cœurs.

6.3.2.2 Visualisation des performances des cœurs

Tout d'abord, afin de visualiser les différents profils de cœurs, on utilise des diagrammes « radar » comme précédemment. Mais, les performances des cœurs vanadium étant très différentes de celles des cœurs SiC, les gammes de variation des différentes

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

performances ne sont plus adaptées. On considère alors de nouvelles bornes pour la notation et la visualisation des cœurs vanadium, que l'on présente dans le Tableau 44. On rappelle que les diagrammes de performance complets de tous les cœurs vanadium sont présents dans l'annexe 10.9.

Performance considérée	Min	Max	Note du cœur Papyr
Inventaire Pu cycle (t/GWe)	19	32	4,3
Inventaire Pu Retraité (t/GWe*an)	1,7	3,5	3,4
Diamètre cœur (m)	3,9	4,6	2,9
Temps de sursis (s)	60	170	0,5
Puissance de Pompage (kW)	30	120	2,9
Tin ULOHS (°C)	615	973	2,2
T _{ptchaud} ULOF (°C)	830	1230	1,0
T _{ptchaud} USTOP (°C)	1020	1230	4,5
Δp UFTOP (pcm)	1050	1445	2,2

Tableau 44 : Valeurs des bornes considérées pour la visualisation des performances des cœurs Vanadium

6.3.2.3 Sélections de cœurs

Comme on ne dispose d'aucune référence pour les performances des cœurs vanadium (le cœur plaque vanadium précédemment étudié au CEA n'est pas véritablement pertinent pour la comparaison, puisque sa géométrie est toute autre et qu'il a été conçu avec d'autres hypothèses pour le temps de refroidissement et le combustible), le premier cœur que l'on propose ici est recherché de façon à être la référence pour ce type de concept. Il sera ensuite utilisé pour comparer les profils de tous les autres cœurs.

Tout d'abord, on choisi d'appeler ce nouveau cœur de référence « Papyr ». Ensuite, en cohérence avec les analyses précédentes, on le sélectionne de façon à avoir un très faible inventaire Pu de 20,9 t/GWe, compatible avec le déploiement massif de cette filière, ainsi qu'un faible MRPU de 2,3 t/GWe.an. Associée à ces excellentes performances (comparativement aux cœurs SiC), on cherche également à avoir une faible puissance de pompage, car il s'agit de l'estimateur de sûreté ayant la plus grande influence sur le dimensionnement des systèmes. Papyr atteint alors 69 kW (-20% par rapport au cœur de référence SiC). Cette bonne performance se fait forcément au dépend du temps de sursis qui est ramené à 70s, mais permet de conserver un diamètre cœur similaire au cœur de référence SiC.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

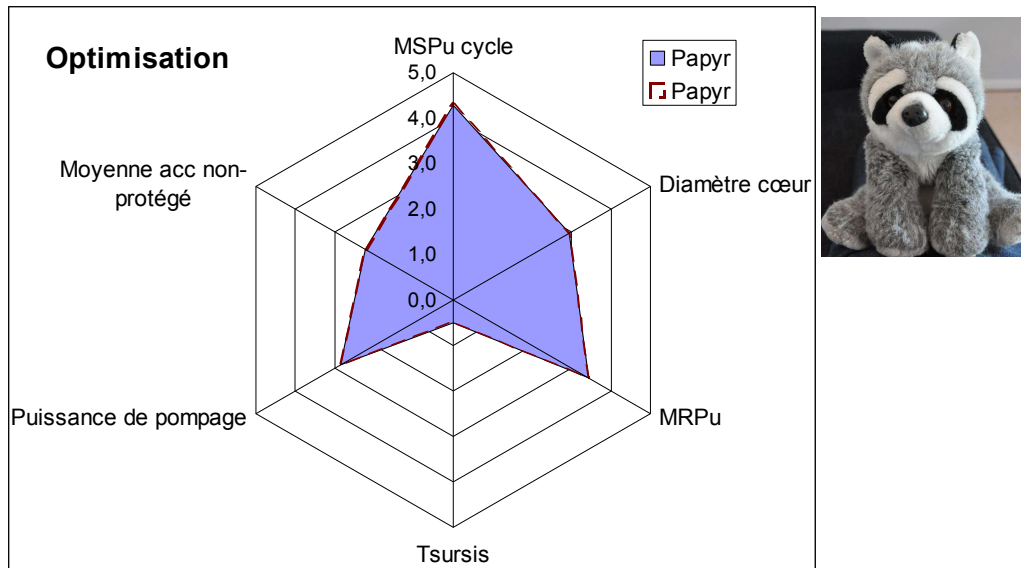


Figure 156 : Profil du cœur Papyr

Ainsi, cette nouvelle référence pour les cœurs Vanadium est très clairement orientée vers des hautes performances en termes de MSPu et MRPu, ce qui devrait lui permettre d'être plus économique, et plus facile à déployer. Mais, cette référence présente aussi une puissance de pompage relativement faible. La conception des systèmes de sûreté devrait alors pouvoir être la même, voire moins chère, que pour le cœur de référence SiC, malgré le faible temps de sursis (voir lien entre la puissance de pompage et le temps de sursis au 5.2), pour le niveau de sûreté requis. Au niveau des estimateurs de sûreté non-protégé le comportement de Papyr est également satisfaisant comme l'atteste la Figure 156.

Au niveau de la conception, comme expliqué précédemment, Papyr a une grande fraction de caloporteur en cœur (50% dans le réseau d'assemblages), et une fraction de combustible un peu réduite (21%). Malgré cela, les bonnes propriétés neutroniques du vanadium lui permettent d'être isogénérateur avec un volume de cœur de 23m^3 et un H/D de 0,40. Cette grande fraction de caloporteur conduit à des aiguilles relativement petites (rayon pastille de 3,1mm) malgré le fait que chaque assemblage ait 8 couronnes d'aiguilles. Ces petites aiguilles impliquent alors des puissances linéiques relativement faibles (220 W/cm). La faible puissance de pompage est rendue possible grâce à la forte fraction de caloporteur, mais également la faible hauteur du cœur (2,2m).

Les bonnes performances obtenues en MSPu et MRPu, sont également rendues possibles par le burn-up de 7,5 at% atteint par le cœur. La première interaction mécanique pastille/gaine est atteinte à 3,6 at% (4 at% à la cellule dimensionnante), et c'est donc bien la capacité du vanadium à accommoder le gonflement du combustible qui permet d'atteindre ces performances. Ce haut burn-up et la grande fraction de caloporteur impliquent alors un *coefficient de vidange* de 1,2\$.

La fraction de porosité ouverte dans le combustible est de 70% ce qui permet au combustible de moins gonfler (en relâchant plus les gaz de fission) et d'atteindre ce haut burn-up. La très faible température de sortie cœur de Papyr (706°C) induit néanmoins une très forte perte de charge en régime nominal (2,0bars), susceptible de poser des problèmes pour le dimensionnement des pompes primaires. La durée de refroidissement du combustible estimée par FARM est de 3,1 ans, ce qui contribue fortement au faible inventaire Pu affiché.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Après le cœur Papyr, à la fois très performant et relativement équilibré, on présente ci-dessous un cœur beaucoup plus extrême où l'objectif est alors d'obtenir le MSPu le plus faible possible. Il s'agit du cœur Chuck Norris. En dégradant la puissance de pompage à 94 kW, et le temps de sursis à 61s, ce cœur parvient à avoir un inventaire Pu de 19,2 t/GWe, et un MRPu de 2,0 t/GWe.an. Ces excellentes performances sont de plus atteintes avec un diamètre cœur de 4,1m légèrement réduit par rapport à Papyr. Le burn-up associé est alors de 7,9 at% avec une durée de refroidissement du combustible de 3,2 ans.

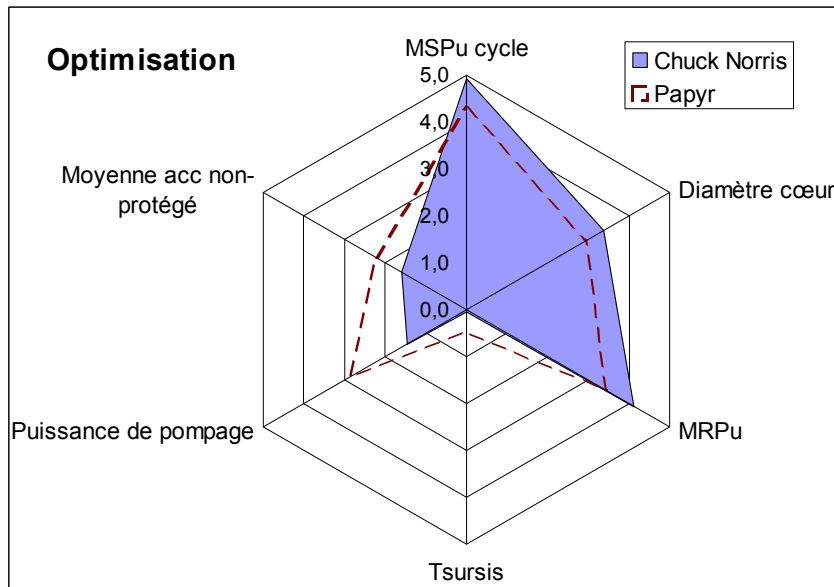


Figure 157 : Profil du cœur Chuck Norris

Le cœur suivant, appelé Saint Emilion, est issu d'une démarche un peu similaire, sauf qu'au lieu de privilégier le MSPu, on a alors cherché à prioriser le MRPu. On obtient alors un cœur avec un MSPu relativement peu dégradé de 23,4 t/GWe, mais avec un MRPu de 1,8 t/GWe.an extrêmement favorable vis-à-vis du cycle du combustible. Ces performances sont atteintes au prix d'une puissance de pompage similaire à celle du cœur de référence SiC, d'un diamètre cœur légèrement dégradé (4,4m) et d'un temps de sursis de 86s, relativement élevé pour un cœur vanadium.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

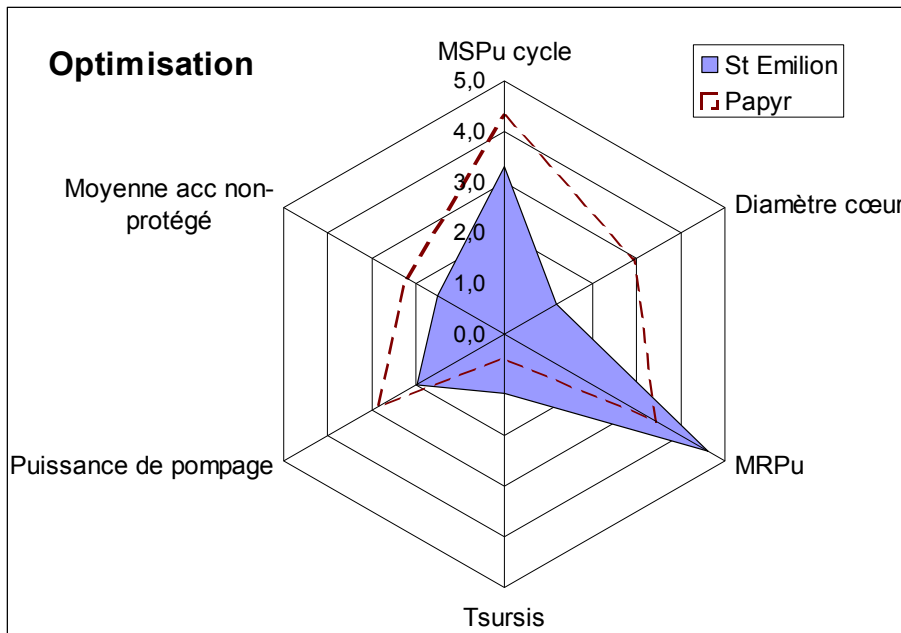


Figure 158 : Profil du cœur Saint Emilion

Les deux cœurs suivants sont dans la lignée de Mozart et Midas ; c'est-à-dire des cœurs à très faibles puissance de pompage. Le premier, nommé Maupertuis, cherche à combiner un faible MSPu (23,1t/GWe) et une très faible puissance de pompage (53kW). On cherche également un bon MRPu 2,6t/GWe.an. Ces performances sont alors possibles au prix d'un très faible temps de sursis 60s, ainsi que d'un diamètre cœur élevé (4,5m, +7% par rapport à Papyr).

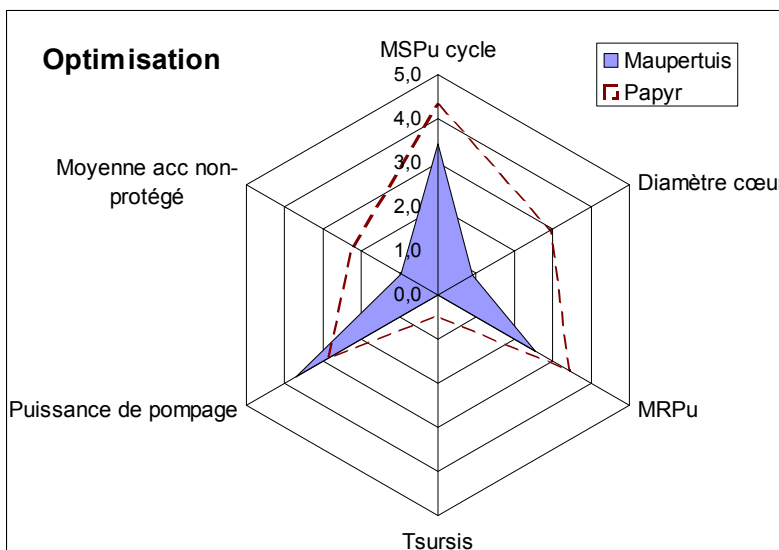


Figure 159 : Profil du cœur Maupertuis

Du point de vue de la conception cœur, il est intéressant de remarquer que Maupertuis a une fraction de caloporteur dans le réseau d'aiguille un peu plus faible que Papyr (48% au lieu de 50%), ainsi qu'une plus grande hauteur de cœur (2,6m au lieu de 2,2m), ce qui va dans le sens inverse d'une réduction de la puissance de pompage. Mais ce qui permet à Maupertuis d'avoir cette très faible puissance de pompage est le fait que ses

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

assemblages sont constituées de 7 couronnes d'aiguilles (contre 8 pour Papyr). Il s'agit alors de très grosses aiguilles (rayon pastille de 3,75mm) ce qui au final, limite leur périmètre frottant. Ainsi, le diamètre hydraulique (grandeur caractéristique de l'écoulement voir 2.2.4), est plus élevé pour Maupertuis (10mm) que pour Papyr (8,7mm). Les pertes de charges étant inversement proportionnelles à ce diamètre hydraulique, Maupertuis a alors une plus faible puissance de pompage que Papyr.

Pour le cœur suivant, Arsène Lupin, on a cherché à obtenir une puissance de pompage encore plus faible, en acceptant cette fois de dégrader toutes les autres performances. Au prix d'un MSPu de 27,9t/GWe, un MRPu de 3.0 t/GWe.an, d'un diamètre de 4.5m (+8% par rapport à Papyr), et d'un temps de sursis de 65s, on obtient alors une puissance de pompage extraordinairement faible de **34 kW**. Une puissance de pompage aussi faible combinée à un système d'injection d'azote performant, devrait alors permettre d'évacuer une puissance résiduelle de l'ordre de 3%PN en convection naturelle (voir 5.1.2).

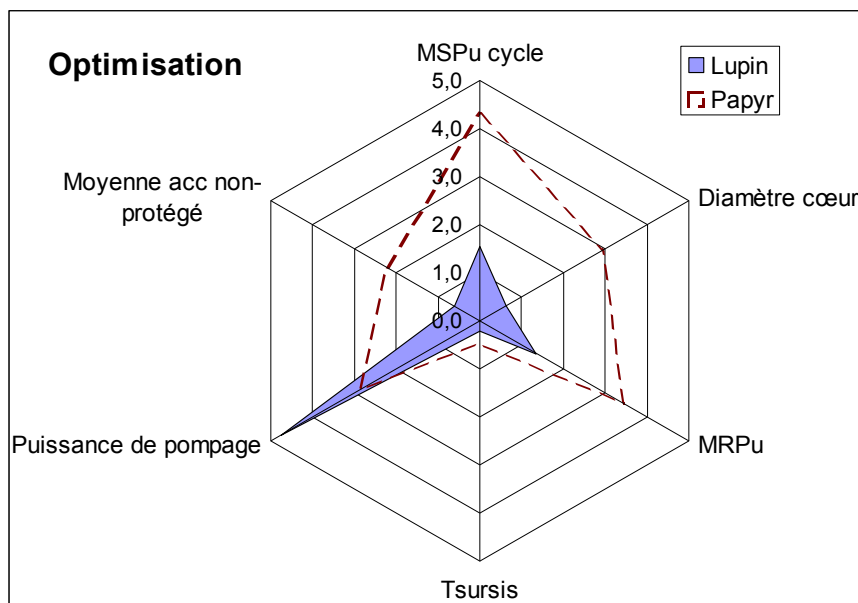


Figure 160 : Profil du cœur Arsène Lupin

Pour obtenir une puissance de pompage si petite, il est alors nécessaire de cumuler plusieurs effets, ce qui est bien le cas chez Arsène Lupin, puisqu'il a comme Maupertuis 7 couronnes d'aiguilles, mais en plus une fraction de caloporteur très élevée (56.4% contre 50% pour Papyr). La combinaison de ces paramètres lui permet alors d'avoir un diamètre hydraulique qui atteint 13mm (8.7mm pour Papyr et 6.7mm pour le cœur de référence SiC). Ainsi, malgré ses 3,0m de hauteur, ce cœur parvient à obtenir une puissance de pompage de 34kW. Par contre, pour compenser la grande fraction volumique de caloporteur, le volume du cœur est alors très important (34m³), ce qui dégrade le MSPu et le diamètre du cœur. Malgré la très faible puissance volumique induite par la taille du cœur, le fait d'avoir 7 couronnes d'aiguilles implique de relativement hautes puissances linéiques (220W/cm) ce qui explique le faible temps de sursis. Le burn-up est lui aussi très réduit (5.3at%), ce qui explique un MRPu aussi faible.

Le dernier cœur que l'on présente ici est quand à lui dans la lignée de Oui Oui, Mathieu et Toutankhamon, c'est-à-dire un cœur à fort temps de sursis. Avec une puissance de pompage égale au cœur de référence SiC, un MSPu relativement dégradé de 25,5 t/GWe, et un diamètre cœur légèrement élevé (4,4m), Avatar parvient alors à avoir un temps de sursis de 120s, ce qui est très élevé pour un cœur Vanadium. Il est intéressant de noter que ce cœur a également un excellent MRPu de 1,8t/GWe.an.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

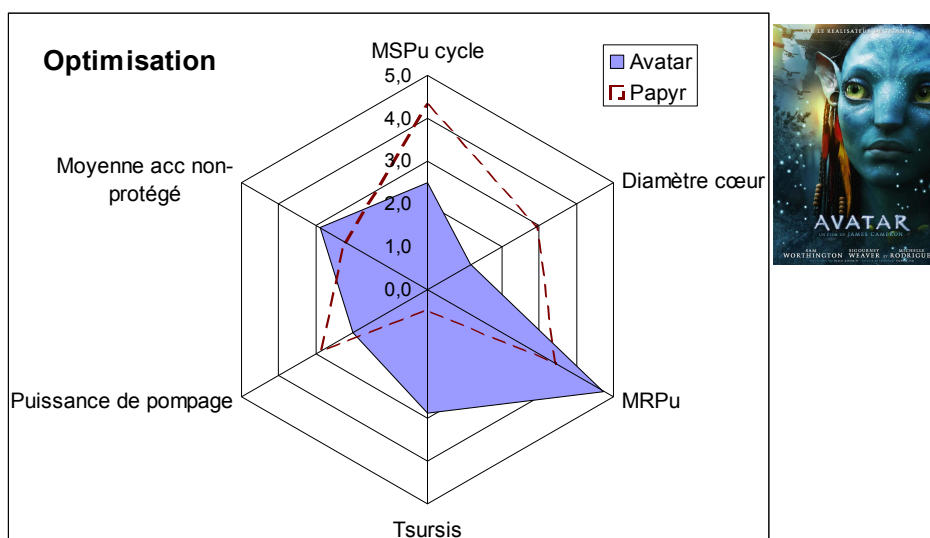


Figure 161 : Profil du cœur Avatar

Pour obtenir ce « grand » temps de sursis, le cœur obtenu est alors un cœur à faible puissance volumique et un grand nombre d'aiguilles. En effet, avec un volume de $29,5\text{m}^3$, il n'a une puissance volumique que de 81MW/m^3 , et ses 9 couronnes d'aiguilles par assemblage, impliquent une puissance linéique qui ne dépasse pas 155 W/cm , ce qui est très favorable pour le temps de sursis.

On rappelle dans le Tableau 45, les objectifs de sélection des différents cœurs présentés ci-dessus, ainsi que dans les Figure 162, Figure 163 et Figure 164 les comparaisons des différents profils de cœur.

Cœurs	MRPu (t/GWe*an)	MSPu (t/GWe)	Diamètre (m)	Puissance Pompe (kW)	Temps sursis (s)
Papyr	Faible	Faible	<4.3	<85	/
Chuck Norris	Faible	Très faible	<4.3	<100	/
St Emilion	Très faible	Faible	4.4	85	/
Maupertuis	Faible	Faible	4.5	Très faible	/
Arsène Lupin	Elevé	Elevé	4.5	Très faible	/
Avatar	Très faible	Elevé	4.4	85	Elevé

Tableau 45 : Objectifs de sélection des différents cœurs Vanadium

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

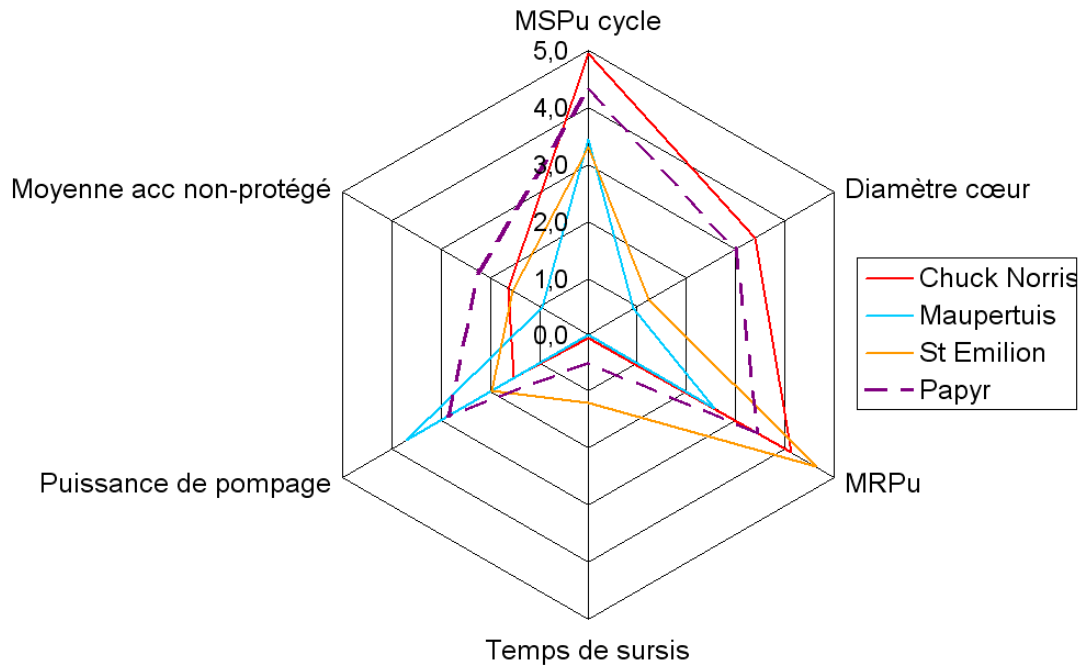


Figure 162 : Profils de divers cœurs Vanadium à faible MSPu

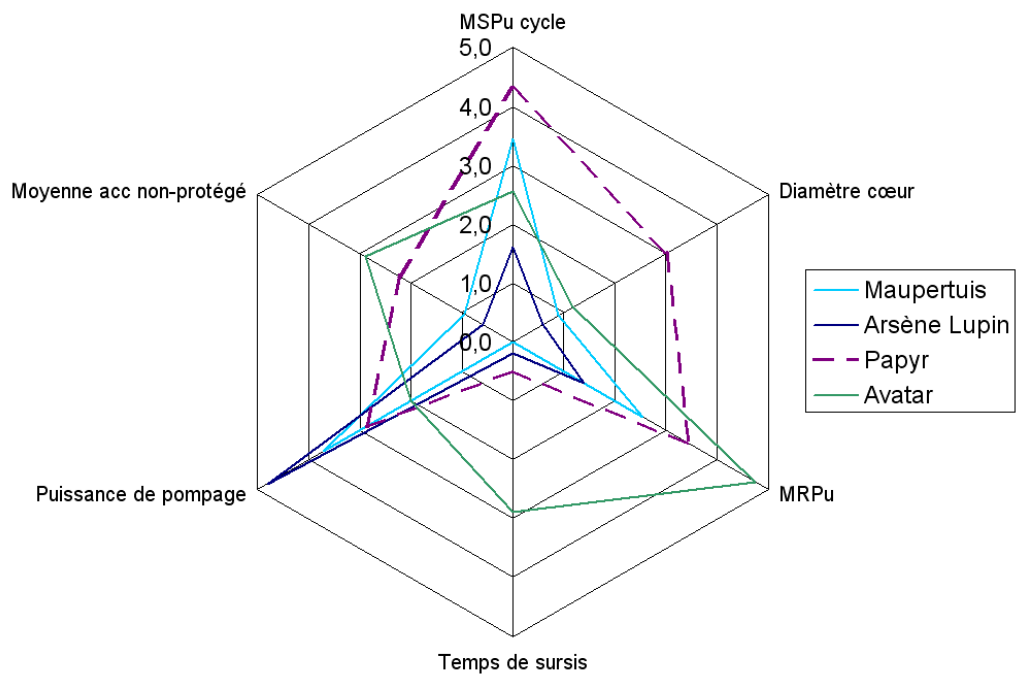


Figure 163 : Profils de divers cœurs Vanadium à estimateurs de sûreté favorables

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

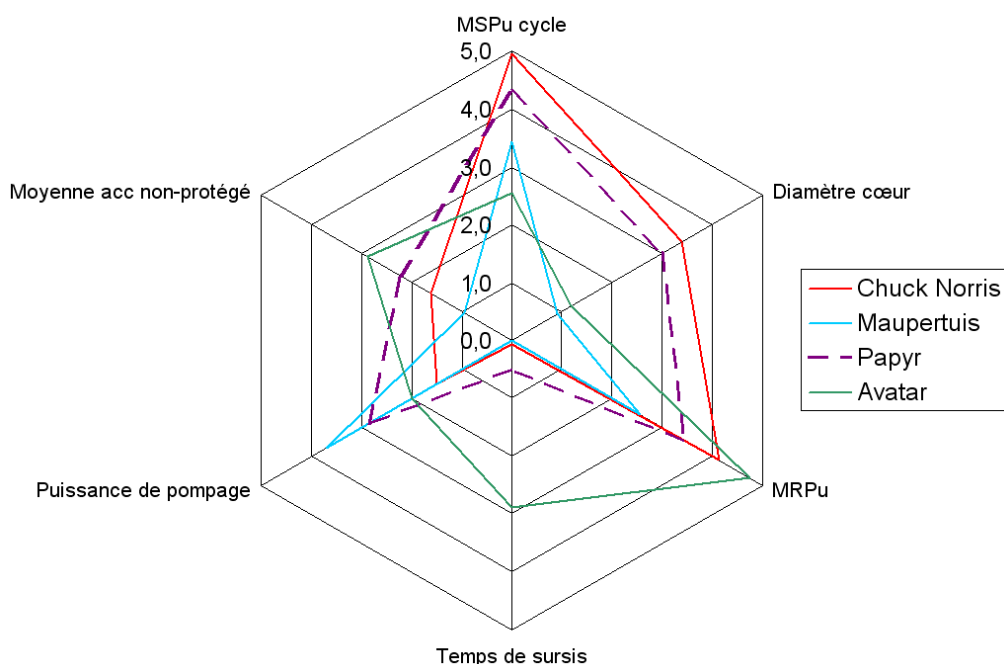


Figure 164 : Profils de divers cœurs Vanadium

Comme pour les cœurs Vanadium, on donne également dans le Tableau 46 la « table d'équivalence » des cœurs vanadium.

	MRPu	Diamètre cœur	Puissance de pompage	Temps de sursis
Augmentation nécessaire pour réduire le MSPu de 1t/GWe	0,1 (t/GWe.an)	0,3 (m)	20 (kW)	- 10 (s)

Tableau 46 : Table d'équivalence des performances des cœurs Vanadium

Par rapport aux cœurs SiC, les valeurs obtenues sont relativement similaires à l'exception du diamètre cœur. En effet, ce dernier est beaucoup moins influent que dans les cœurs SiC, puisqu'il faut modifier le diamètre du cœur d'environ 30cm pour avoir un impact de l'ordre d'une tonne par GWe en MSPu.

6.3.2.4 Analyse de sensibilité

Les très bonnes performances, surtout en termes d'inventaire Pu, obtenues avec les cœurs présentés ci-dessus, laissent entrevoir la possibilité de déployer les GFR de façon beaucoup plus massive que ne le permettait l'inventaire du cœur de référence SiC. Seulement, les chiffres obtenus sont soumis à de nombreuses hypothèses.

On a donc effectué une petite analyse de sensibilité sur les principales hypothèses considérées pour les cœurs vanadium.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Pour effectuer ces études, on a alors pour chaque paramètre lancé deux optimisations MultiGen, avec deux valeurs du paramètre. On obtient alors deux fronts de Pareto différents. Ensuite, on interpole l'inventaire Pu en cycle en fonction des autres performances pour chaque front. Puis, on regarde, en moyenne, la différence en MSPu obtenue entre les deux interpolations, toutes les autres performances étant égales par ailleurs (voir Figure 165). Cette méthode, un peu longue (chaque optimisation durant plusieurs jours voire semaines) permet néanmoins de vraiment comparer l'impact d'un paramètre, en ré-optimisant les cœurs en conséquence.

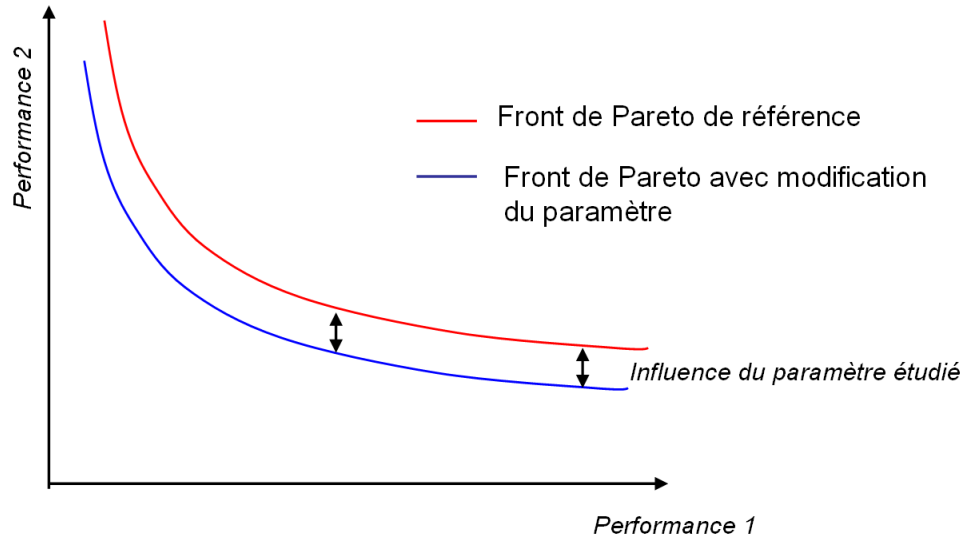


Figure 165 : Méthode d'analyse de sensibilité

Il ne serait pas possible pour effectuer cette analyse de sensibilité de juste modifier le paramètre pour un cœur et de recalculer le cœur. Car premièrement les performances obtenues seraient alors toutes différentes, c'est-à-dire que la modification n'influerait pas uniquement sur le MSPu, mais également sur le MRPu, diamètre, temps de sursis, etc... On ne pourrait donc pas quantifier l'impact en MSPu toutes les autres performances étant égales par ailleurs. On illustre cet effet dans le Tableau 47, où l'on montre la modification des performances induites par une modification directe de l'épaisseur du liner dans FARM, sans ré-optimiser la conception du cœur. Ce tableau justifie alors bien la nécessité de relancer une optimisation et re-sélectionner un cœur correspondant au profil voulu, lors d'une modification d'un des paramètres du modèle.

Epaisseur de liner	20μm (référence)	10μm	Ecart
MSPu (t/GWe)	20,9	18,9	2
MRPu (t/GWe.an)	2,27	2,29	0,02
Diamètre cœur (m)	4,2	4,0	0,2
Tsursis (s)	71	61	10
Puissance de pompage (kW)	69	79	10

Tableau 47 : Modification du profil du cœur Papyr induite par une variation d'épaisseur de liner

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

Deuxièmement, cette méthode ne ré-optimiserait pas les cœurs en prenant en compte le paramètre. Ainsi, les cœurs obtenus avec la seconde version du paramètre ne seraient pas optimaux. On surestimerait alors forcément l'impact du paramètre.

En utilisant cette approche on obtient alors les résultats suivants :

Le liner :

On considère dans les études Vanadium de FARM présenté ci-dessus, un liner interne de W/Re. Ce liner n'est absolument pas réaliste, mais sert uniquement à prendre une certaine marge en vue de l'insertion d'un éventuel liner métallique ou d'une modification de l'alliage. Seulement, comme on ne dispose d'aucune information sur la composition et la taille de ce liner éventuel, ou l'ampleur de la modification de l'alliage, on a arbitrairement considéré une épaisseur de W/Re de 20 μm . Il s'agit d'une hypothèse forte que l'on a donc voulu tester.

Ainsi, l'étude de sensibilité a révélé que l'impact de l'épaisseur du liner, sur l'inventaire Pu en cycle (toutes les autres performances étant égales par ailleurs) est de, en moyenne, **0,14 t/GWe. μm** . Ainsi, si aucun liner, ni modification de l'alliage ne se révélait nécessaire, les inventaires Pu précédents pourraient être améliorés de l'ordre de 3t/GWe.

Le TH :

Par rapport aux études SiC précédentes, les cœurs Vanadium considèrent un tube hexagonal mixte beaucoup plus épais, mais plus réaliste, que celui du cœur de référence. Afin de pouvoir comparer les performances des cœurs Vanadium à celles des cœurs SiC, on a cherché à savoir quel était l'impact de la prise en compte de ce TH. On a donc optimisé une population de cœurs vanadium utilisant un *TH* SiC massif afin de mesurer cet effet.

L'étude révèle donc, qu'en moyenne, pour les cœurs vanadium considérer un *TH* mixte « coûte » **2t/GWe** de MSPu par rapport à un *TH* mixte. Ainsi, par rapport aux cœurs SiC, il faut considérer que les cœurs vanadium sont encore 2t/GWe plus performants que ne le sont les cœurs SiC.

Le modèle de temps de refroidissement :

Il ne faut, par contre, pas oublier que le temps de refroidissement du combustible est une des variables les plus sensibles vis-à-vis du calcul de l'inventaire Pu en cycle. Ainsi, pour les cœurs Vanadium présentés ci-dessus les temps de refroidissement calculés par FARM (avec le modèle du 2.2.6) varient de 3,2 à 5,6 ans. Ce qui par rapport au cas d'une durée imposée à 5 ans (cas des études SiC joint He) peut induire dans certains cas des écarts de l'ordre de 20% sur le MSPu, soit plus de 4t/GWe.

L'écart sur le burn-up :

De plus, le modèle de physique du combustible de FARM dans le cas d'une gaine vanadium est assez imprécis comme l'a montré la validation du 3.4.2. En effet, en moyenne le burn-up réel prédit par METEOR est 18% plus faible que celui de FARM, avec un écart-type de 5%. Par rapport aux performances affichées ci-dessus, il faut donc augmenter le MRPu de 15% en moyenne, et le MSPu d'environ 10%. Dans le cas de Papyr par exemple, le MRPu est en réalité de 2,6 t/GWe.an (au lieu de 2,3), et le MSPu de 22,5t/GWe (au lieu de 20,9). Ce biais qui est alors introduit réduit alors les excellentes performances affichées ci-dessus.

Le biais neutronique sur l'isogénération :

Pour finir, on a montré au 4.3.2.2 que les cœurs vanadium issus du modèle neutronique de FARM étaient légèrement sous-générateurs et qu'il serait nécessaire

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

d'augmenter leur inventaire plutonium de l'ordre de **5 à 6 t/GWe** afin de retrouver la stricte l'isogénération à l'équilibre.

En conclusion, de ce sous-chapitre, il apparaît que les cœurs gainés en vanadium semblent une technologie réalisable, prometteuse et à priori plus performante que les cœurs SiC joint Hélium. La capacité d'interaction mécanique pastille/gaine du vanadium permet alors d'atteindre de meilleurs burn-up que le SiC joint He, qui pourraient rendre possible des inventaires Pu cycles entre 20 et 25 t/GWe (sous certaines hypothèses). Le déploiement industriel de ces réacteurs serait alors beaucoup plus envisageable. De ce point de vue, le cœur Papyr, proposé comme étant la référence des cœurs vanadium, est à la fois un cœur performant (20.9t/GWe de MSPu estimés par FARM) et sûr (69 kW de puissance de pompage). Les principales contreparties de l'utilisation de ce gainage étant un faible temps de sursis et des coefficients de vidange supérieurs au dollar. Mais ces deux aspects ne devraient pas poser de problèmes majeurs de sûreté (voir 5.2 et l'annexe 10.3).

Par contre, les grandes incertitudes en jeu (provenant incertitudes physique ou induites par l'imprécision des modèles FARM) ne permettent pas de conclure sur les performances réelles de ce concept. A priori, il semble être moins performant (vis-à-vis de l'inventaire Pu en cycle, et du MRPU) que les cœurs SiC buffer, mais des études supplémentaires sur la loi de fluage du vanadium, la présence éventuelle et la composition du liner, l'alliage utilisé, les temps de refroidissement du combustible, ainsi qu'une amélioration des modèles de FARM, sont encore nécessaires pour pouvoir statuer sur le potentiel réel de ce concept.

6.4 Conclusion sur les résultats

La méthode et l'outil FARM, développés dans le cadre de la thèse permettent d'optimiser la préconception de cœurs homogènes de RNR-G à combustible carbure et à géométrie aiguille isogénérateurs à l'équilibre. Sous certaines hypothèses, FARM permet alors d'explorer et d'optimiser un concept de cœur, avec la certitude d'obtenir les meilleurs cœurs possibles pour différents compromis entre les différentes performances. Cet outil, qui se situe à un niveau de préconception du cœur est alors moins précis que les études détaillées habituelles, mais permet de trouver beaucoup plus rapidement le(s) profil(s) de cœur les plus susceptibles de convenir au projet ; des études détaillées avec la méthode itérative classique, sont alors nécessaires pour valider et préciser les performances et la conception des cœurs obtenues a posteriori, avec des outils tels que la plateforme multidisciplinaire PIC4SSO. Au cours de cette thèse, FARM a permis d'optimiser trois concepts de cœurs ; les cœurs gainés en SiC, utilisant soit un jeu pastille/gaine en hélium, soit un buffer, ainsi que les cœurs gainés en Vanadium (voir 3.1.1).

Pour chaque concept, plusieurs profils de cœurs très différents ont été trouvés, suivant les performances que l'on souhaitait améliorer. Néanmoins, pour chacun on a proposé des cœurs à très faible inventaire Plutonium en cycle (principale performance du cœur), et des cœurs à très faibles puissance de pompage susceptibles de grandement faciliter la conception des systèmes pour respecter les contraintes de sûreté lors des accidents de grosse brèche primaire.

Dans le cas des cœurs SiC avec un joint Hélium, une des premières études a consisté à démontrer que le cœur de référence issu des études précédentes, avec la méthode itérative, était optimal. En effet, aucun cœur, meilleur à tout point de vue, n'a pu être trouvé. Par contre des profils différents, favorisant d'autres performances, ou d'autres estimateurs de sûreté, qui n'avaient pas été découverts par les études précédentes ont pu

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

être proposés. Mais, même si des performances intéressantes peuvent être obtenues en termes de puissance de pompage (cœur Mozart), les gains possibles en inventaire Pu cycle restent très limités (MSPu proches de 30 t/GWe) à cause de la mauvaise conductivité du jeu pastille/gaine, et de la contrainte d'une taille maximale de jeu inférieure à 4,5% du rayon de la pastille.

C'est pour pallier à ces deux problèmes que la technologie du buffer a été inventée. FARM a alors été utilisé pour étudier les premiers concepts de cœur utilisant ce type de combustible. Il permet alors des performances beaucoup plus intéressantes en inventaire Pu, de l'ordre de 22t/GWe, avec une sûreté intrinsèque du cœur relativement similaire au cœur de référence SiC (cœurs Marguerite et Mac Gyver). Ou bien, des cœurs beaucoup plus intrinsèquement sûrs sont également accessibles (Mathieu, Yohana, Midas), avec des performances en termes de MSPu comparables au cœur de référence SiC initialement considéré.

Pour finir, FARM a également été utilisé pour étudier les premiers cœurs aiguilles gainés en vanadium. Les résultats obtenus sont alors encourageants, car des inventaires Pu relativement faibles, de l'ordre de 25t/GWe, sont alors accessibles pour des cœurs avec des caractéristiques de sûreté intrinsèque satisfaisantes (faible puissance de pompage, mais faible temps de sursis). Des cœurs avec des puissances de pompage extrêmement faibles (< 40 kW) sont également accessibles avec des performances dégradées, mais pas rédhibitoires. Toutefois, les grandes incertitudes en jeu (incertitudes sur le combustible, et incertitudes induites par les modèles de FARM) ne permettent pas de conclure sur les performances de ce concept. On recommande donc de continuer d'étudier ce type de combustible, notamment vis-à-vis des aspects sûreté liés aux interactions chimiques du vanadium, et de relancer de nouvelles optimisations, avec de nouveaux modèles, lorsque les lois de fluage et éventuels liners seront mieux connus. Si les performances prédites actuellement se confirment, et que la faisabilité de ce combustible apparaît plus facile que celle du SiC, ce concept pourrait alors être potentiellement le plus intéressant pour les cœurs RNR-G.

Toutes ces technologies sont encore très prospectives et ne sont pas non plus toutes les trois au même niveau de maturité. La technologie la plus développée à l'heure actuelle est la gaine SiC utilisant un joint Hélium, et la plus exploratoire est celle de la gaine vanadium.

La sélection du profil de cœur le plus adapté au projet est alors à effectuer conjointement avec l'optimisation de la conception système et du cycle. En effet, pour réduire le prix du kilowatt.heure produit par le réacteur, il est important d'optimiser la répartition de la sûreté entre les systèmes de sûreté, et la sûreté intrinsèque du cœur. Ne considérer que des cœurs à très haut niveau de sûreté intrinsèque pourrait conduire à une solution non-optimale d'un point de vue économique. En effet, si cela coûte beaucoup moins cher de mettre la sûreté dans les systèmes de sûreté que dans le cœur (exemple de l'inertie thermique du cœur par rapport à l'inertie des pompes), il est alors pénalisant de ne chercher que des cœurs très intrinsèquement sûrs. Par contre, il est possible que les cœurs les plus performants, en termes d'inventaire Pu, nécessitent tellement de systèmes de sûreté que leur prix en devienne rédhibitoire. Il est donc crucial pour l'optimisation du réacteur, de bien équilibrer ces deux aspects. C'est pourquoi, des études supplémentaires sur les coûts des systèmes requis pour assurer la sûreté des différents cœurs proposés sont nécessaires.

La meilleure façon de les mener serait alors de réaliser une optimisation globale couplée, de l'ensemble de la conception cœur et système, en intégrant alors les vraies contraintes de sûreté. Un couplage avec les études de cycle, permettant d'estimer de façon fiable la durée de refroidissement requise par le combustible suivant les cœurs considérés, et d'estimer le coût de son retraitement (lié à la masse de plutonium retraitée considérée dans FARM), serait également nécessaire afin de trouver le système optimal.

Chapitre VI

Application à l'étude du GFR

La technologie des réacteurs à caloporteur hélium reste néanmoins moins performante, en termes d'inventaire Pu, que celle des réacteurs à sodium. Mais les travaux effectués au cours de cette thèse ont permis de démontrer qu'ils pouvaient être beaucoup plus performants vis-à-vis de ce paramètre, que ce qui était initialement considéré. Cela conforte alors le RNR-G dans son statut d'alternative possible aux RNR-Na.

Chapitre VII

Conclusions générales et perspectives

« L'ennui dans ce monde, c'est que les idiots sont sûrs d'eux et les gens sensés pleins de doutes. »

Bertrand Russel

« La science est infaillible, mais les savants se trompent toujours. »

Anatole France

Chapitre VII

Conclusions générales et perspectives

Les conclusions sur les résultats de la thèse, du point de vue des performances des différents cœurs, ayant été présentées juste auparavant au 6.4, on ne discute ici que des conclusions générales sur les méthodes de conception de cœur.

Dans l'étude de tout nouveau réacteur, la conception de son cœur est une étape décisive. En effet, cette dernière influe très fortement sur les performances du réacteur (la quantité de combustible requise, taille du réacteur, les installations du cycle associées), ainsi que sur les systèmes de sûreté requis. Pour une même technologie de combustible on peut en effet trouver des cœurs nécessitant jusqu'à 40% plus de combustible que d'autres pour démarrer ou nécessitant une hauteur motrice 2,5 fois plus grande pour évacuer leur puissance résiduelle en convection naturelle (exemple des cœurs Chuck Norris et Arsène Lupin présentés précédemment).

Or la conception de ce cœur est quelque chose de très complexe, et de très fortement multidisciplinaire. En effet, elle doit pleinement prendre en compte aussi bien la physique du combustible, la neutronique, la thermo-hydraulique, que les études de thermodynamique du cycle de conversion d'énergie, les études du temps de refroidissement du combustible et les notions de sûreté omniprésentes à toutes les étapes. De plus il s'agit d'un problème multi-objectif à grand nombre de dimensions, puisque l'on va chercher à améliorer plusieurs performances et plusieurs aspects liés à la sûreté.

Jusqu'à très récemment, la seule méthode utilisée pour résoudre ce problème consistait à effectuer un très grand nombre d'itérations entre les différentes équipes de conception des différents domaines. Guidés par les réunions de concertation et l'intuition physique des experts, cette méthode s'est révélée relativement efficace puisqu'elle a permis de concevoir tous les réacteurs fonctionnant ou ayant fonctionné jusqu'à aujourd'hui. De plus lorsqu'un nombre suffisamment important d'itérations est effectué, les cœurs obtenus peuvent alors être optimaux. C'est par exemple le cas du cœur de référence SiC joint Hélium, qui a été conçu avec la méthode itérative, et dont il a été montré dans cette thèse qu'il était optimal.

Mais, cette approche présente un certain nombre de limites. Tout d'abord, toutes ces itérations nécessitent beaucoup de temps, la durée de conception d'un cœur étant alors de l'ordre de 6 mois/1 an. Ceci associé au grand nombre de paramètres de conception mis en jeu (de l'ordre d'une dizaine), il est alors clair que cette méthode ne peut pas explorer tout le domaine des cœurs possibles. En pratique un certain nombre de paramètres sont alors fixés, sans être ré-optimisés par la suite. De plus, les itérations se font entre les différentes spécialités physiques, qui considèrent alors chacune leurs propres performances, et le compromis entre le fait de favoriser une performance d'un domaine (neutronique par exemple), par rapport à une d'un autre domaine (physique du combustible) est alors très délicat. Pour finir, on ne dispose alors avec cette méthode d'aucun moyen pour savoir si le cœur est optimal ou non, et s'il est ou non le plus adapté au projet.

Ces limites impliquent alors que cette méthode n'est pas adaptée pour explorer et optimiser plusieurs cœurs très différents. Si elle se révèle très efficace pour étudier le détail des performances d'un cœur et faire converger les différents domaines sur des calculs de référence précis, elle n'est pas pertinente pour explorer, optimiser et sélectionner des profils de cœurs variés, afin de trouver celui qui sera susceptible de convenir au mieux au projet. C'est pourquoi il est nécessaire de mettre au point de nouvelles méthodes de préconception de cœur. Ces méthodes interviennent alors en amont de la phase de conception détaillée, avec l'objectif de pouvoir étudier rapidement tout le domaine de conception des cœurs possibles, et de trouver parmi eux le(s) plus adapté(s). Une fois le(s) cœur(s) sélectionné(s), les études détaillées utilisant la méthode itérative et les calculs les plus précis peuvent alors commencer (avec par exemple des plateformes multidisciplinaires telles que PIC4SSO).

Chapitre VII

Conclusions générales et perspectives

Au cours des trois années où a eu lieu cette thèse, sont apparues les premières méthodes d'exploration et d'optimisation de la préconception des cœurs. Elles sont en fait issues de méthodes d'optimisation de conception existant déjà dans d'autres domaines et adaptées au caractère très multidisciplinaire de la conception cœur. Elles reposent principalement sur deux aspects :

- Premièrement, une réduction drastique du temps de calcul (de plusieurs jours à moins d'une dizaine de seconde, voire la milliseconde pour certaines approches), de façon à pouvoir explorer très rapidement tout le domaine de conception. Ceci est rendu possible grâce à l'utilisation de méta-modèles (c'est-à-dire d'interpolations), au prix d'une faible perte de précision. Les progrès informatiques et mathématiques des 15 dernières années permettent désormais de pouvoir créer un méta-modèle capable de prédire très rapidement quelle serait la réponse d'un code de calcul, dans des domaines très non-linéaires, à grands nombres de variables, avec une bonne précision.
- Deuxièmement, l'exploration de tout le domaine de conception, soit à l'aide d'algorithmes d'optimisations (approche FARM et TRIAD), soit à l'aide d'outils de visualisation avancés (approche SDDS). Dans le premier cas, comme il s'agit d'un problème fortement multicritère, les algorithmes les plus adaptés sont alors les algorithmes génétiques.

Une de ces méthodes de préconception, l'approche FARM, a été développée dans cette thèse et appliquée à la conception des cœurs de RNR-G. Elle a alors été utilisée pour explorer et optimiser entièrement trois concepts de cœurs RNR-G utilisant des combustibles différents. Pour chaque concept, une optimisation de tous les paramètres de conception cœur a été réalisée, en intégrant les diverses disciplines physiques intervenant dans le dimensionnement (neutronique, physique du combustible, thermo-hydraulique, refroidissement du combustible, etc...). Sur la base d'estimateurs de performance globaux (inventaire Pu en cycle, etc...) et d'estimateurs de sûreté (puissance de pompage en situation accidentelle ou des températures associées à des accidents non-protégés), plusieurs cœurs optimaux ont alors été proposés, mais réalisant chacun un compromis différent entre les diverses performances. Ces résultats ont alors permis de trouver de nouveaux cœurs, sur des concepts qui n'avaient pas été étudiés précédemment, plus rapidement que l'ancienne méthode, et de comparer le potentiel de chaque technologie, aussi bien en termes de sûreté intrinsèque que de performances.

Cette méthode FARM repose sur l'utilisation d'algorithmes génétiques (avec l'outil MultiGen), et de modèles physiques simplifiés couplés à des méta-modèles. L'utilisation de ces modèles physiques a alors l'avantage de pouvoir construire plus facilement les méta-modèles (en réduisant le nombre de dimensions), sur un plus grand domaine de validité, même si le résultat est alors un peu moins précis.

Néanmoins, les avancées informatiques actuelles permettent désormais, à l'aide de plateformes mathématiques adaptées telles que URANIE ou PROMETHEE, d'envisager des optimisations complètes, sur des domaines suffisamment grands, en n'utilisant que des méta-modèles et très peu de modèles physiques simplifiés. C'est notamment le pari de l'approche TRIAD actuellement développée au CEA pour optimiser la conception du cœur du prototype ASTRID. Ce passage à des méthodes se basant uniquement sur des méta-modèles devient d'autant plus indispensable que les phénomènes étudiés dans le cadre de la conception d'ASTRID sont encore plus complexes que ceux intervenant dans un RNR-G. Il sera alors possible de prendre en compte des physiques telles que la neutronique de cœurs hétérogènes et la physique du combustible oxyde, dont la phénoménologie est encore plus complexe que celle du carbure (ductilité de la pastille, JOG, etc...). Plus généralement, c'est là que se situe l'avenir des méthodes de préconception cœur. Il n'y a pas à douter que d'ici une dizaine d'année, grâce aux supercalculateurs, l'utilisation massive de méta-modèles performants (tels que par exemple le krigeage), permette alors d'effectuer

Chapitre VII

Conclusions générales et perspectives

des optimisations de cœurs, avec une très bonne précision, en n'utilisant que des méta-modèles. Mais ces outils ne pourront se développer que sur des plateformes mathématiques complètes, intégrant à la fois les outils de lancement des codes de référence, construction des méta-modèles et d'optimisation.

Mais ces aspects informatiques de couplage et d'optimisation ne suffisent pas à construire une véritable méthode de préconception, car il faut également savoir quelles sont les performances qui doivent être optimisées, comment la conception du cœur interagit avec son environnement (cycle du combustible, conception système), et surtout comment prendre en compte les aspects sûreté, fondamentaux dans toute approche de conception d'un réacteur. Au cours de la thèse, ces aspects ont particulièrement été étudiés, et conduisent à l'approche FARM qui a été présentée dans le chapitre 1. Elle propose alors, comme principal estimateur de la performance d'un cœur de RNR isogénérateur, son inventaire Plutonium en cycle. D'autres performances, appelées « performances interfaces » (actuellement au nombre de 2 sur le RNR-G) mesurent quant à elles l'impact de la conception du cœur sur le cycle du combustible et le réacteur.

Concernant l'approche de sûreté, la méthode FARM se base sur le constat que la sûreté d'un cœur dépend à la fois de la conception du cœur et des systèmes. Il y a donc une optimisation à effectuer, entre le fait de mettre la sûreté dans le cœur ou les systèmes, en comparant bien les différents coûts. Comme FARM n'optimise que la conception du cœur, il n'est alors pas souhaitable d'optimiser le cœur pour qu'il respecte des critères de sûreté. En effet, pourquoi faire porter tous les efforts de sûreté sur le cœur plutôt que sur les systèmes ? La solution obtenue pourrait alors être bien plus coûteuse que si un bon équilibrage, entre le cœur et les systèmes, est réalisé. C'est pourquoi, la sûreté est alors prise en compte à l'aide d'estimateurs de sûreté, qui permettent de comparer pour chaque cœur, s'il sera plus facile ou non de concevoir les systèmes associés, de façon à respecter les contraintes. L'optimisation propose alors plusieurs profils de cœur, plus ou moins intrinsèquement sûrs, et ce n'est qu'en itérant avec la conception système que l'on pourra comparer le coût d'une sûreté fournie par le cœur ou réalisée avec des systèmes (passifs ou actifs), et ainsi trouver l'optimum économique.

Cette approche reste néanmoins itérative entre la conception du cœur et la conception système. De plus, la conception des systèmes est également un domaine complexe, à très grand nombre de variables qui n'utilise actuellement pas non plus de méthode d'optimisation globale. C'est pourquoi, une des perspectives des méthodes de préconception cœur, est alors de s'étendre à l'ensemble de la conception du système (circuit primaire, boucle d'évacuation de puissance résiduelle, pompes de secours, etc...). Dans ce cas, l'optimisation pourrait alors porter sur les performances du cœur (Inventaire Pu, ...) et des systèmes (coût du réacteur, manutention, ...) en imposant les objectifs de sûreté. Il s'agirait alors d'un problème très complexe, portant sur au minimum une trentaine de variables, une dizaine de contraintes (une par accident minimum), mais un nombre réduit de performances à optimiser. Si les nouvelles méthodes de préconception cœur sont en passe de voir leurs premières applications industrielles dans les années à venir (ASTRID, Flexblue, ...), l'optimisation de l'ensemble d'un réacteur reste une perspective de long terme, dont la faisabilité sera abordée au cours d'une prochaine thèse au CEA, dans le cadre de TRIAD. Une telle méthode d'optimisation permettrait alors, en intégrant un code tel que CATHARE, de prendre en compte les accidents protégés et non-protégés, lents et rapides, dès la préconception sous la forme de contraintes. Avec les outils de simulation adéquats, il serait aussi possible d'y intégrer des critères sur les accidents locaux (BTI, RIB, ...). L'optimisation exploiterait alors tout le potentiel possible du cœur et des systèmes, avec des gains économiques qui pourraient être considérables. Cet outil pourrait également être utilisé pour comparer des concepts de cœur, ou d'architecture système différents. Mais la mise au point d'une telle optimisation nécessitera la construction de méta-modèles à très grand nombre de variables sur de très grands domaines, dont la faisabilité n'est pas forcément acquise aujourd'hui. Il sera également nécessaire d'évaluer le coût, l'encombrement, la capacité de

Chapitre VII

Conclusions générales et perspectives

manutention, etc... de chaque système impliqué dans l'optimisation ; ce qui est un travail considérable.

Pour finir, les méthodes d'optimisation de la conception d'un système aussi complexe qu'un cœur de réacteur, qui paraissaient il y a encore quelques années irréalisables, sont aujourd'hui une réalité. De nombreux progrès sont encore à réaliser, mais leur utilisation industrielle est désormais possible. L'enjeu à long terme est désormais de passer à une échelle supérieure en optimisant l'ensemble de la conception du réacteur, et que ceux qui s'y attèlent gardent alors en tête cette citation de Mark Twain : "Ils ne savaient pas que c'était impossible, alors ils l'ont fait.". Puisse ces progrès dans le domaine de la conception des réacteurs nucléaires, contribuer à fournir une énergie abondante, propre et sûre au service de toute l'humanité.

Glossaire et Notations

Glossaire et Notations

α_{comb} : Coefficient de dilatation thermique du combustible.

ε : Efficacité réflecteur. Paramètre de modélisation du profil sinusoïdal de puissance axial, pris constant à 0.75.

$\Lambda_{gaine/gaz/comb}$: Conductivité thermique du gaz/ de la gaine/ du combustible.

$\sigma_{\theta\theta}$: Contrainte mécanique circonférentielle. Dans FARM, elle est limitante vis-à-vis de la résistance d'une gaine à la pression.

Φ : Niveau de flux moyen dans le cœur, exprimé en n/s/m²

a : Pas du réseau d'aiguilles

ALLEGRO : Projet de démonstrateur d'un réacteur refroidi à caloporteur hélium actuellement mené dans le cadre de l'union européenne. [STA11]

Bu ou burn-up : Burn-up moyen cœur, exprimé en at%. Il s'agit du nombre d'atomes fissionnés par rapport au nombre de noyaux lourds initiaux. Cette grandeur permet ainsi de mesurer la quantité d'énergie produite par masse de combustible.

CATHARE : Cathare est un logiciel de thermo-hydraulique système, qui permet d'étudier le comportement de l'ensemble du réacteur (cœur, circuit primaire, circuit secondaire, etc...) et régime nominal et en situation accidentelle. Développé au CEA pour l'étude des réacteurs à eau pressurisé, il a été adapté aux réacteurs à gaz. [CAT11]

CESAR : CESAR est un code qui permet d'étudier les bilans matières et les puissances thermiques, alpha, beta et gamma émises par des combustibles usées sur des durées post-irradiation allant de 90 jours aux échelles de temps géologiques. Son utilisation dans FARM est présentée au 2.2.6.2).

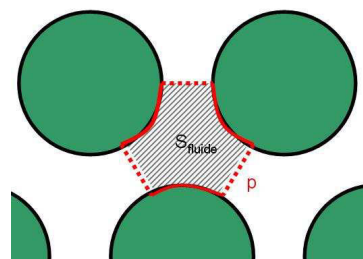
Contre-réaction neutronique : Impact neutronique induit par la variation d'un des paramètres du cœur. Ainsi, une variation de température du combustible induira une contre-réaction par effet doppler, une dilatation axiale du combustible aura également un impact neutronique, etc...

Coefficient de vidange : Contre-réaction neutronique induite par le retrait instantané de tout le caloporteur du cœur du réacteur. Dans un RNR, il est en général positif.

DARWIN : Code d'évolution du combustible permettant d'obtenir des puissances résiduelles juste après l'arrêt du réacteur

D_h : Diamètre hydraulique du réseau d'aiguille. Il se définit comme ci-dessous, où S est la surface de fluide dans le motif, et p le périmètre frottant. (voir 2.2.1 et 2.2.4)

$$D_h = \frac{4 * S}{p}$$



Dollar : Unité de réactivité qui correspond à la fraction de neutrons retardés. Tant que la réactivité reste comprise entre - 1\$ et +1\$, ce sont ces neutrons retardés qui pilotent la cinétique du cœur et le cœur est alors pilotable avec une échelle de temps de l'ordre de la seconde. Par contre dès qu'elle dépasse 1\$, le réacteur devient prompt-critique et la population de neutrons (et donc la puissance neutronique) croît

Glossaire et Notations

exponentiellement avec une constante de temps de l'ordre de grandeur de la durée de vie des neutrons (environ 10^{-7} s sur un RNR)

DR : Taux de gonflement de la pastille combustible

e_{gaine} : Epaisseur de la gaine

ERANOS : Code de neutronique cœur, calcule l'évolution du combustible, la réactivité du cœur ainsi que les différents coefficients de contre-réaction

FARM : Fast Reactor Methodology

Facteur de forme global ou 3D, f_{3D} : Rapport entre la puissance volumique maximale du cœur et la puissance volumique moyenne du cœur. Peut se décomposer entre le facteur de forme radial, et le facteur de forme axial (voir 4.2.1.2).

Fluage : Le fluage est une déformation irréversible d'un matériau sous une certaine contrainte pendant un certain temps. En réacteur on considère deux types de fluage, le fluage thermique (induit par la température) et le fluage d'irradiation (causé par les défauts d'irradiation neutronique). Pour plus de détails voir 3.1.

GFR : Gas cooled Fast Reactor

GR : Gain de Régénération. Mesure le taux de régénération du plutonium d'un cœur pour un cycle. Ainsi un gain de régénération de 5% signifie que l'on produit 5% plus de plutonium durant un cycle que ce que l'on a consommé. Un gain de régénération négatif signifie au contraire que l'on consomme du plutonium. Un gain de régénération nul, correspond alors à un cœur qui produit exactement autant de plutonium qu'il en consomme ; c'est ce qu'on appelle l'isogénération. Dans les cas où le vecteur Plutonium n'a pas convergé, on prend également en compte l'évolution de la composition isotopique du plutonium à l'aide de la méthode du Pu239 équivalent.

H_{fiss} : Hauteur fissile du combustible.

$h_{\text{pastille/gaine}}$: Coefficient d'échange thermique pastille/gaine

IMPG : Interaction Mécanique Pastille/Gaine, ou Interaction Pastille/Gaine. Phénomène qui se produit lorsque la pastille entre en contact mécanique avec la gaine, à cause de son gonflement ou du fluage de la gaine sous la pression du caloporteur. Il se peut également que la pastille entre en contact avec la gaine avant l'IMPG (notamment, interaction chimique par le biais d'éclats de combustible), mais l'IMPG correspond au moment où l'ensemble de la pastille entre en contact mécanique avec la gaine ; elle ne peut alors plus gonfler sans induire des déformations importantes sur la gaine. Pour les cœurs aiguilles à gaine en SiC/SiCf, on dimensionne le jeu pastille gaine de sorte que ce phénomène ne se produise pas.

Inventaire Pu : Voir MSPu

j_r ou $j_{\text{pastille/gaine}}$: Jeu radial entre la pastille combustible et la gaine. Peut être donné à chaud ou à froid.

JEPP : Jours Equivalents Pleine Puissance. Unité de temps qui permet de mesurer la durée de l'irradiation d'un réacteur en prenant en compte les arrêts et le fonctionnement à puissance réduite.

Glossaire et Notations

LOCA : Loss Of Coolant Accident. Accident qui correspond à une dépressurisation du primaire et donc une perte de caloporteur.

LOFA : Loss Of Flow Accident. Accident qui correspond à une perte des pompes primaires et donc une chute du débit en cœur.

METEOR: Logiciel de calcul thermomécanique de l'aiguille combustible. Il permet de calculer le burn-up maximum atteignable par une aiguille donnée. [GAR02] Pour plus de détails voir chapitre 3.

MSPu_{cœur/cycle} : Masse de Plutonium présente dans le cœur/l'ensemble du cycle par GWe produit. Il s'agit d'une performance du cœur, à savoir sa capacité à utiliser le combustible pour produire de l'énergie. Pour plus de détail voir 1.2.1. MSPu est l'acronyme de Masse Spécifique de Plutonium.

MRPu : Masse Retraitée de Plutonium dans le cycle. Il s'agit d'une performance interface entre le cœur d'un réacteur et son cycle du combustible. Elle mesure la quantité de plutonium nécessitant un retraitement par unité de temps par GWe produit. Pour plus de détail voir 1.2.1.

N_{ca} : Nombre de couronnes d'aiguilles par assemblage

N_c : Nombre de couronnes d'assemblages dans le cœur

P_{lin} : Puissance linéique d'un crayon.

$$P_{lin}(z) = \frac{\pi P_V(z) * r_c^2}{Z_{comb}}$$

P_{lin,max} : Puissance linéique maximale cœur.

PN : Puissance Nominale du cœur.

Pouvoir de Prédiction : Le pouvoir de prédiction permet de quantifier la capacité d'une interpolation à estimer de nouveaux points. En effet si le coefficient de corrélation permet de quantifier le fait que l'interpolation passe par les points ou non, elle ne garantit en rien sa capacité prédictive. Le pouvoir de prédiction est quand à lui estimé en réalisant l'interpolation sur tous les points sauf un, et en regardant l'erreur effectuée sur sa prédiction. Il permet donc d'avoir une information sur la capacité de l'interpolation à prédire de nouveaux points. (pour plus de détails voir 1.4)

p_{ouv} : Taux de porosité ouverte du combustible, qui mesure l'interconnexion des différentes porosités. Ce paramètre contrôle notamment le relâchement ou la rétention des gaz de fission. (voir 3.1)

Pression interne maximale : Estimateur de sûreté qui mesure la pression interne maximale atteignable en cas d'accident à l'intérieur de l'aiguille combustible (voir 1.2.2.1)

Prompt-criticité : La prompt-criticité est atteinte lorsque la réactivité du cœur devient supérieure à la fraction de neutrons retardés. A cet instant la puissance croît alors exponentiellement mais avec une constante de temps qui est la durée de vie moyenne d'un neutron dans le cœur (de l'ordre de 10^{-7} s dans un réacteur à neutron rapide), au lieu d'une constante de temps liée à aux neutrons retardés (de l'ordre de la seconde) quand le réacteur est critique. La prompt-criticité conduit alors à un dégagement d'énergie très important susceptible d'endommager le cœur. Pour plus de détails voir 10.3

P_{Th} : Puissance thermique du cœur

p_{tot} : Porosité du combustible carbure (voir 3.1)

Glossaire et Notations

Puissance Résiduelle : On appelle puissance résiduelle la puissance que continue de dégager un cœur ou un assemblage nucléaire après la fin de son irradiation, due à la décroissance des matières radioactives qu'il contient. Elle est de l'ordre de 3% de sa puissance nominale au bout de quelques minutes, et moins de 0.1% au bout de quelques années.

Puissance de pompage : Estimateur de sûreté représentatif d'un LOCA, qui mesure l'énergie qu'il faut fournir au caloporteur pour évacuer la puissance résiduelle (voir 1.2.2.1)

P_v : Puissance volumique moyenne du cœur, en MW/m³

r : Rayon extérieur de l'aiguille

rc : Rayon de la pastille de combustible

r_{int gaine} : Rayon interne de la gaine (liner pris en compte)

Re : Nombre de Reynolds, caractéristique du régime d'écoulement. S'exprime comme ci-dessous où V est la vitesse du fluide et ν la viscosité cinématique.

$$Re = \frac{Dh * V}{\nu}$$

Rendement thermodynamique électrique : Rendement du système de conversion d'énergie, c'est-à-dire la fraction de la puissance produite sous forme de chaleur dans le cœur du réacteur qui est récupérée sous forme électrique. Dans un GFR ce rendement est de l'ordre de 40 à 45%, contre 30 à 35% sur les réacteurs actuels.

REP : Réacteur à Eau Pressurisé. Il s'agit des réacteurs à neutrons thermiques (ralentis), qui composent le parc nucléaire français actuel.

RNR-G/Na : Réacteur à Neutron Rapide à Gaz (hélium, RNR-G) ou à sodium (RNR-Na).

R_{Hfiss/Hexp} : Rapport entre la hauteur fissile du cœur, et la somme des hauteurs des vases d'expansion inférieur et supérieur.

SiC : Matériaux de gainage du cœur de référence. Il s'agit d'une céramique réfractaire. Pour plus de détails voir 3.1.1. Il faut également noter que dans ce mémoire, on utilise l'abréviation SiC pour désigner en réalité le SiC/SiCf.

Spectre neutronique : Répartition des neutrons dans les différents niveaux d'énergie. Le spectre dépend de la composition du réacteur et influe fortement sur les sections efficaces moyennes d'un isotope, et donc sur la criticité et le bilan matière d'un cœur.

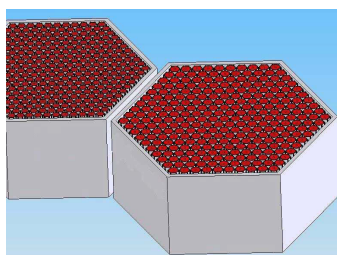
SMURFER : Sensitivity, Metamodel, Uncertainty and Reliability FEatured by R. Logiciel mathématique permettant de faire des études de sensibilité, d'incertitudes, statistiques, ainsi que la création de méta-modèles. [IOO11]

Taux de disponibilité d'un réacteur : Le taux de disponibilité mesure sur une année la fraction du temps où le réacteur a fonctionné en produisant de l'énergie. En effet, des arrêts sont régulièrement nécessaires, pour recharger le combustible ainsi qu'effectuer les vérifications de sûreté et les opérations de maintenance. Ceci limite alors la disponibilité d'un réacteur. Les taux de disponibilités actuels sont de l'ordre de 80 à 90%.

Temps de sursis : Estimateur de sûreté qui représente l'inertie disponible dans le combustible (voir 1.2.2.1).

Glossaire et Notations

TH : Tube Hexagonal, qui entoure et rend étanche un assemblage. (voir 2.1.1)



$T_{\text{He/gaine/comb}}^{\text{int/ext/moy}}$: Température Hélium/gaine/combustible, intérieure/extérieure/moyenne

T_{in} : Température d'entrée de l'hélium dans le cœur

T_{out} : Température de sortie cœur de l'hélium

T_{irr} : Durée d'irradiation du cycle

T_{ref} : Durée de refroidissement et re-fabrication du combustible

Transmutation : La transmutation consiste en la transformation d'une espèce chimique, en une autre par capture neutronique. Dans le contexte nucléaire, le terme transmutation est surtout associé à la transmutation des actinides mineurs (déchets nucléaires à vie longue) dans les cœurs, de façon à en réduire les inventaires.

ULOCA : Unprotected Loss Of Coolant Accident. Accident non-protégé de dépressurisation du primaire. (pour plus de détails voir 1.2.2.2)

ULOF : Unprotected Loss Of Flow. Accident non protégé qui correspond à une perte des pompes primaires et donc une chute du débit en cœur. (pour plus de détails voir 1.2.2.2)

ULOHS : Unprotected Loss Of Heat Sink. Accident non protégé qui correspond à une perte de la source froide du circuit primaire (perte de la source froide du secondaire ou perte des pompes du circuit secondaire). (pour plus de détails voir 1.2.2.2)

ULOSSP : Unprotected Loss Of Station Service Power. Accident non protégé qui correspond à une perte simultanée du débit primaire et de la source froide du circuit primaire (du débit secondaire exactement). (pour plus de détails voir 1.2.2.2)

UTOP : Unprotected Transient Of Power. Accident non protégé qui correspond à une insertion de réactivité et donc une augmentation de la puissance cœur. Il en existe de deux types.

- Les USTOP (S pour Slow), qui signifie que l'insertion de réactivité est lente et que l'aspect le plus problématique est lorsque le cœur se stabilise à forte puissance.
- Les UFTOP (F pour Fast), accident d'insertion très rapide de réactivité où la problématique est plus d'éviter la prompt-criticité du réacteur et la non-fonte du combustible, avant que les contre-réactions puissent intervenir.

$V_{\text{gaz}}^{\text{produit/relâché}}$: Volume de gaz de fission (dans les CNTP) produit ou relâché.

z_{comb} : Fraction volumique d'UPuC dans le cœur.

Références

« Le savoir est un bien trop précieux pour ne pas être partagé. »

Alain Ayroles

Références

La majeure partie de la bibliographie effectuée durant cette thèse était constituée de notes techniques du CEA, qui n'étant pas du domaine public, n'ont pas pu être citées ici.

A

- [ART71] J.O. Arterburn, G. Billuris, G.B Kruger, "SEFOR Operating Experience" 31/10/1971. DOE OSTI Information Bridge
- [AEN10] « Coûts prévisionnels de production de l'électricité » Edition 2010, p 73 Agence pour l'Energie Nucléaire

B

- [BAH08] E.S. Bahrum, Z. Su'ud, A. Waris, B.A. Wahjoedi, D. Fitriyani « Reactor core design optimization of the 200 MWt Pb-Bi cooled fast reactor for hydrogen production » Progress in nuclear Energy 50 (2008) 434-437
- [BAR93] R. Barjon, *Physique des réacteurs nucléaires*, 1993, 815 p. (ISBN 2.7061.0508.9), p. 464
- [BER09] F. Bertrand, F. Bentivoglio, G. Rimpault, F. Audubert, C. Journeau, J.M. Seiler « Preliminary transient analysis and approach of hypothetical scenarios for prevention and understanding of severe accidents of the 2400 MWth Gas-cooled Fast Reactor » The 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13) N13P1057 Kanazawa City, Ishikawa Prefecture, Japan, September 27-October 2, 2009
- [BOG75] H.G. Bogensberger, L. Caldarola, F. Mitzel, W.J. Oosterkamp, D. WintzerF "Analysis of SEFOR experiments" Januar 1975 Kernforschungszentrum Karlsruhe.
- [BRE10] « Joint d'interface solide à porosité ouverte pour crayon de combustible nucléaire et pour barre de commande nucléaire » Brevet d'invention déposé le 16/06/2010 auprès de l'INPI, sous le N° 1054781, au bénéfice du CEA

C

- [CAT11] <http://www-cathare.cea.fr>
- [CER93] Cerf 1993.
<http://www.recherche.enac.fr/opti/papers/thesis/HABIT/main002.html#toc1>
- [CHA11] L. Chaffron, J. L. Séran, C. Sauder, C. Lorrette, A. Michaux, L. Gélébart, A. Coupé « SiCf/SiC Composite Materials for Fast Reactor Applications » ICAPP 2011, papier 11433, Nice, France
- [CIA07] Cours de l'ENSTA, « Optimisation quadratique » AO101 P. CIARLET, H. ZIDANI
- [CLE01] Revue « Clefs CEA », « Physique nucléaire et sûreté » n°45, automne 2001, chapitre « Sûreté et puissance résiduelle », p49
- [CLE07] Revue « Clefs CEA », « Les systèmes nucléaires du futur » n°55, octobre 2007

Références

- [CLE11] U. Cleve, K. Knizia, K. Kugeler, « The Technology of High-Temperature-Reactors » Proceedings of ICAPP 2011, Nice, France, May 2-5, 2011 Paper 11076
- [COQ09] C. Coquelet, et al. « Analyse comparative de différents scénarios de transmutation étudiés dans le cadre de la loi française sur la gestion des déchets nucléaires » Revue Générale Nucléaire 2009, n°6, novembre-décembre 2009 p73-82
- [CON05] A. Constantinescu « Solides Elastiques, introduction à la thermo-élasticité linéaire » Cours de l'ENSTA MS102, année 2005-2006
- [COM77] P. Combette, C. Milet, et al, *Journal of Nuclear. Materials.* **65** (1977), p. 37
- [COS07] M. Coste-Delcaux (CEA), Cours de neutronique C12-2 pour l'ENSTA

D

- [DAR11] G. Darmet, S. Massara, D. Schmitt « A new approach to determine sodium boiling onset occurrence during ULOF transients » ICAPP 2011, papier 11139, Nice, France
- [DAV07] S. David, E. Huffer, H. Nifenecker "Revisiting the thorium-uranium nuclear fuel cycle" Europhysics News 38, 24-27 (2007) DOI: 10.1051/EPN:2007007
- [DEB02] Deb K. "A Fast and Elitist Multiobjective Genetic Algorithm: NSGA-II" IEEE Transaction On Evolutionary Computation, 2002, 6,182-197
- [DEL09] G.Delachaux, P. Stevenson « Préconception et performance d'un réacteur à neutrons rapides gaz 2400MW à gainage de vanadium », stage de l'INSTN, effectué dans le cadre d'une collaboration franco-britannique, au DEN/DER/SESI/LC2I. Encadré par Pierre Richard.
- [DIE76] W. Dienst, *Journal of Nuclear. Materials.* **61** (1976), p. 185
- [DUM08] P. Dumaz et al., "Studies of unprotected transients and alternative decay heat removal systems for the gas-cooled fast reactor", Proc. ICAPP'08, USA (2008)
- [DUR11] J-A. Durrmeyer, « Rapport de stage de fin d'études de Jacques-Arnaud Durrmeyer : Optimisation de la conception des cœurs de réacteurs à neutrons rapides » Stage de fin d'étude Phelma, 2011

E

- [EJD10] M. Ejday, L. Fourment "Metamodel assisted evolutionary algorithm for multi-objective optimization of non-steady metal forming problems" [International Journal of Material Forming](#), Volume 3, Supplement 1, April 2010 , pp. 5-8(4)

F

- [FAN06] K-T. Fang, R. Li, A. Sudjianto « Design and modeling for computer experiments » Chapman&Hall/ CRC, 2006
- [FER42] E. Fermi Lecture of October 7, 1942 "Problem of time dependence of the reaction rate : effect of delayed neutron emission"

Références

- [FIL07] R. Filomeno Coelho, P. Brietkopf, C. Vayssade "Modèles réduits pour l'optimisation de problèmes couplés fluide-structure", journée thématique CSMA, 30 mars 2007
- [FLE10] M. Le Flem, L. Chaffron and J.L. Séran, "Material development for GFR core components – Alternative to SiC/SiC ?", CIMTEC 2010, 5th Forum on New Materials, June 13-18, 2010, Montecatini Terme, Italie
- [FLE11] M. Le Flem, V. Duquesnes, J.M. Gentzbittel, L. Briottet, « Fabrication and assessment of a European V-4Cr-4Ti alloy », *ICFRM-15, Charleston, South Carolina, October 16-22, 2011*
- [FOR63] Ford, *Advanced Mechanics of Materials*, Longmans, London, 1963
- [FOU09] L. Fourment, T. Massé, S. Marie, R. Ducloux, M. Ejday, C. Bobadilla, P. Montmitonnet « Optimization for a range of 2D and 3D bulk forming processes by a meta-model assisted evolution strategy » *International Journal of Material Forming* ISSN 1960-6214, 2009, vol 2, n°1, pp 343-346
- [FOU11] F. Fouet, P. Probst « Sensitivity Analysis by the Use of a Neural Network Model during Large Break LOCA on LOFT L2-5 Experiment with CATHARE-2 V2.5 Code » *ICAPP 2011*, papier 11045, Nice, France
- [FRA09] Axe prioritaire de la stratégie nationale de recherche et d'innovation 2009, Etat Français.
http://media.enseignementsup-recherche.gouv.fr/file/grand_emprunt/67/7/6_UEE-Climatenergie_V8_121677.pdf
ou <http://www.enseignementsup-recherche.gouv.fr/cid49165/29-projets-issues-de-la-strategie-nationale-de-recherche-et-d-innovation-pour-le-grand-emprunt-national.html>

G

- [GAL10] J. Galarin Rapport de stage « Analyse des accidents en extension de dimensionnement sur le cœur expérimental ALLEGRO », stage effectué au DEN/DER/SESI/LE2S, sous la direction de T. Cadiou
- [GAR02] Ph. Garcia, C. Struzik, M. Agard, V. Louche « Monodimensional mechanical modelling of fuel rods under normal and off-normal operating conditions », *Nuclear Engineering and Design*, 216 (2002) 183-201
- [GAT10] V. Gatin, Rapport de stage « Etudes d'accidents du Réacteur à Neutrons Rapides à caloporteur Gaz (RNR-G) en support aux études de sûreté de son combustible » Ecole Centrale Lyon, stage effectué au DEN/DER/SESI/LSMR, sous la direction de F. Bertrand
- [GAU86] Introduction au génie Nucléaire2 : Récupération d'énergie et filières. Maurice GAUTHRON 1986. INSTN
- [GAU10] F. Gaudier "URANIE: The CEA/DEN Uncertainty and Sensitivity platform" Volume 2, Issue 6, 2010, Pages 7660-7661 Sixth International Conference on Sensitivity Analysis of Model Output
- [GOL89] Goldberg D.E. "Genetics algorithm in search, optimization and machine learning" Addison-Wesley Publishing Company Inc. MA, 1989
- [GOM08] A. Gomez. Mémoire de thèse de l'université de Toulouse « Optimisation technico-économique multi-objectif de systèmes de conversion d'énergie : Cogénération électricité-hydrogène à partir d'un réacteur nucléaire de IV^{ème} Génération. » Décembre 2008

Références

H

- [HAU04] D. Haubensack, C. Thevenot, P. Dumaz, "The COPERNIC/CYCLOP computer tool : pre-conceptual design of generation 4 nuclear systems" 2nd International Topical Meeting High Temperature Reactor Technology, HTR - 2004 22/09/2004 - 24/09/2004 Pékin Chine
- [HAN09] Formation organisée par le Laboratoire de Recherche en Informatique du CNRS, sur l'utilisation de méta-modèles pour l'optimisation par algorithme génétique
<http://tao.lri.fr/tiki-index.php?page=M%C3%A9ta-mod%C3%A8les+pour+l%27optimisation+%C3%A9volutionnaire>
- [HAS92] Hastie, T. J. and Pregibon, D. (1992) *Generalized linear models*. Chapter 6 of *Statistical Models in S* eds J. M. Chambers and T. J. Hastie, Wadsworth & Brooks/Cole.
- [HEL03] J.C. Helton and F.J. Davis. Latin hypercube sampling and the propagation of uncertainty in analyses of complex systems. *Reliability Engineering and System Safety*, 81:23-69, 2003.
- [HIL50] R. Hill, *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford, Clarendon Press (1950)
- [HOL75] Holland J., "Adaptation in natural and artificial systems". MIT Press, Cambridge, Massachussets, 1975
- [HOU10] E. Hourcade, F. Gaudier, G. Arnaud, D. Funtowicz, K. Ammar « A supercomputing application for reactors core design and optimization » Joint International Conference on Supercomputing in Nuclear Application and Monte Carlo 2010 (SNA + MC2010), Tokyo, Japan, October 2010
- [HOU11] E. Hourcade, X. Ingremeau, P. Dumaz, S. Dardour, D. Schmitt, S. Massara, G. Darmet « Innovative methodologies for Fast Reactor core Design and Optimization » ICAPP 2011, papier 11329, Nice, France

I

- [IDE86] Idel'cik « Memento des pertes de charges » Editions EYROLLES 1986, Collection de la Direction des Etudes et Recherches d'Electricité de France
- [ING11] X. Ingremeau, G. Rimpault, P. Dumaz, S. David, D. Plancq, S. Dardour, M. Zabiego « FARM : A new tool for optimizing the core performance and safety characteristics of Gas cooled Fast Reactor cores », ICAPP 2011, papier 11053, Nice, France, May 2-5
- [ING10] X. Ingremeau, P. Dumaz, G. Rimpault, S. David, M. Zabiego, D. Plancq, P. Richard, B. looss, D. Haubensack « FARM : A new tool for optimizing the core performance and safety characteristics of Gas cooled Fast Reactor cores », ENC 2010, H1 Reactor Technologies, ISBN 978-92-95064-09-6
<http://www.euronuclear.org/events/enc/enc2010/transactions/ENC2010-transactions-tue.pdf>
- [INO03] M. Inoue et al. « Irradiation Performance of Uranium-Plutonium mixed Nitride fuel pins in JOYO » Proceeding of the Global 2003 Conference (New Orlns, USA, 16-20 November 2003). P. 794
- [IMA82] R.L. Iman and W.J. Conover. A distribution-free approach to inducing rank correlation among input variables. *Communications in Statistics*, B11(3):311-334, 1982.

Références

- [IOO09] B. Iooss "Contributions au traitement des incertitudes en modélisation numérique" Mémoire d'habilitation à diriger des recherches, université de Toulouse III Paul Sabatier, 2009
- [IOO10] B. Iooss, L. Boussouf, V. Feuilleard, A. Marrel "Numerical studies of the metamodel fitting and validation processes" International Journal on Advances in Systems and Measurements, vol 3 no 1 & 2, year 2010, http://www.iariajournals.org/systems_and_measurements/
- [IOO11] B. Iooss. SMURFER v1.0 : Sensitivity, Metamodel, Uncertainty and Reliability FEatured by R. Personal communication, URL: <http://www.gdr-mascotnum.fr/doku.php?id=software> <http://www.gdr-mascotnum.fr/iooss1.html>

J

- [JOU05] A. Jourdan. "Planification d'expériences numériques". Revue MODULAD 2005, numéro 33, p63, département de Mathématique EISTI

K

- [KAE] <http://atom.kaeri.re.kr>
- [KAZ] Nuclear Systems 1 : Thermal Hydraulic Fundamentals. Niels E. TODREAS, Mujid S. KAZIMI
- [KAT07] Y. Katoh, L.L. Snead, C.H. Henager Jr., A. Hasegawa, A. Kohyama, B. Riccardi, H. Hegeman "Current status and critical issues for development of SiC composites for fusion applications" Journal of Nuclear Materials 367–370 (2007) 659–671
- [KRE10] J. Krepel « GFR equilibrium cycle analysis with the EQL3D procedure ». Nuclear Engineering and design 240 (2010) 905-917

L

- [LAT71] T.W. Latimer *Compatibility of uranium-plutonium carbide fuels and potential LMFBF cladding Materials* Technical report ANL-7827, Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, USA September 1971
- [LYS71] L.A. Lys, J. C. Mayor "Optimisation of gas-cooled fast reactors" Journal of British Nuclear Energy Society 10: 140-50 (Apr 1971)

M

- [MAL08] JY. Malo, N. Alpy, F. Bertrand, T. Cadiou, N. Chauvin, P. Dumaz, D. Haubensack, G. Geffraye, N. Jonquère, D. Lorenzo, F. Morin, Y. Penelieu, A. Ravenet, P. Richard, E. Studer "Gas Cooled Fast Reactor 2400 MWth, end of the preliminary viability phase" Proceedings of ICAPP '08 Anaheim, CA USA, June 8-12, 2008, Paper 8175
- [MAL09] JY. Malo, N. Alpy, F. Bentivoglio, F. Bertrand, L. Cachon, G. Geffraye, D. Haubensack, A. Messié, F. Morin, Y. Penelieu, F. Pra, D. Plancq, P. Richard "Gas Cooled Fast Reactor 2400 MWTh, status on the conceptual design studies and preliminary safety analysis" Proceedings of ICAPP '09 Tokyo, Japan, May 10-14, 2009 Paper 9109

Références

- [MCK79] M.D. McKay, R.L. Iman and W.J. Conover. A comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code. *Technometrics*, 21:239-245, 1979
- [MET10] Henri Métivier "Plutonium : Mythes et réalités" EDP sciences, Les Ulis (Essonne) 2010
- [MOI10] A. Moiseyev, J. J. Sienicki « Extension of the Supercritical Carbon Dioxide Brayton Cycle for Application to the Very High Temperature Reactor » Proceedings of ICAPP 2010, San Diego, CA, USA, June 2010, paper 10070
- [MUR02] T. Muroga, T. Nagasaka, K. Abe, V.M. Chernov, H. Matsui, D.L. Smith, Z.-Y. Xu, S.J. Zinkle "Vanadium alloys – overview and recent results" *Journal of Nuclear Materials* 307–311 (2002) 547–554

N

- [NEL64] Nelder, J.A., and Mead, R. (1964). A simplex method for function minimization, *The Computer Journal*, 7, 308-313

O

- [OTT09] C. Otton, T. Lallemant « Le transport du combustible MOX : un défi continu » *Revue Générale Nucléaire* n°6 nov-déc 2009

P

- [PAR96] Pareto V. "Cours d'économie Politique", Rouge, Lausanne, Suisse 1896
- [PAR06] K. Park, P-K Oh, H-J Lim, "The application of the CFD and Kriging method to an optimization of heat sink" *International Journal of Heat and Mass Transfer* 49 (2006) 3439-3447
- [PAP94] J. Papin, F. Schmitz, S. Langenbuch "Experiences d'excursion de puissance dans cabri sur du combustible REP a fort taux de combustion." *Jahrestagung Kerntechnik (JK-94)* 17/05/1994 - 19/05/1994 Stuttgart Allemagne
- [PAR11] E. Parma et al "Supercritical CO2 Direct Cycle Gas Fast Reactor (SC-GFR) Concept", *Supercritical CO2 Power Cycle Symposium* May 24-25, 2011, Boulder, Colorado
- [PER72] A M Perry, and A M Weinberg "Thermal Breeder Reactors" *Annual Review of Nuclear Science* Vol. 22: 317-354 (Volume publication date December 1972) DOI: 10.1146/annurev.ns.22.120172.001533
- [PER11] C.M.N.A Periera, R. Schirru, A.S Martinez "Basic investigations related to genetic algorithms in core designs" *Annals of Nuclear energy* 26 (1999) 173-193
- [PIG11] J.F. Pignatelli, P. Richard, G. Rimpault, J. Murgatroyd, R. Stainsby, M. Schikorr, E. Bubelis, S. Larmignat, A. Woaye Hune, D. Ridikas, A. Takibayev "THE HELIUM COOLED EFIT, DESCRIPTION OF THE EUROPEAN ADS TRANSMUTATION DEMONSTRATOR" being reviewed for *Nuclear Engineering and Design*.
- [PRO11] Présentation de la plateforme PROMETHEE sur le site de l'IRSN. <http://www.irsn.fr/FR/Larecherche/outils-scientifiques/Codes-de-calcul/Pages/PROMETHEE-environnement-logiciel-5069.aspx>

Références

R

- [R08] R Development Core Team (2008). R: A language and environment for statistical computing. R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria. ISBN 3-900051-07-0, URL <http://www.R-project.org>
- [RCC00] RCC-MR (Règles de Conception et de Construction des matériels Mécaniques des îlots nucléaires RNR). Décembre 2000. Publié par AFCEN
- [REU03] P. Reuss, "Précis de neutronique", Collection Génie Atomique, version 2003
- [RIT09] G. Ritter, O. Guéron, F. Mellier, D. Beretz « Neutron commissioning in the new CABRI Water Loop Facility ».IEEE Transactions on nuclear science. Octobre 2010 Vol. 57, N°5. p2697-2701
- [RIT09-2] G. Ritter, J.Estrade, D.Bestion, J-Ch. Brachet, Y. Guérin, O. Guéron « Upscaling CABRI core knowledge for a new safety case ».RRFM Transactions, Research Reactor Fuel Meeting, Session IV, 2009, Vienna Austria, 22-25/03/09
- [ROY08] R. Roy, S. Hinduja, R. Teti "Recent advances in engineering design optimisation : Challenges and future trends" CIRP annals, Manufacturing Technology 57 (2008) 697-715
- [ROY97] S. Roy, S. Ghosh, R. Shivpuri "A new approach to optimal design of multi-stage metal forming processes with micro-genetic algorithm" Manufacturing Technology 37, pp 29-44, 1997 0890-6955(95)00120-4

S

- [SAC89] J. Sacks. W.J. Welch, T.J. Mitchell, H.P. Wynn "Design and Analysis of Computer experiments" Statistical Science, 4:409-435,1989
- [SAC06] W. F. Sacco, C. R.E De Oliveira, C.M.N.A Periera "Two stochastic optimization algorithms applied to nuclear reactor core design" Progress in nuclear Energy 48 (2006) 525-539
- [SCI11] P. Sciora, D. Blanchet, L. Buiron, B. Fontaine, M. Vanier, F. Varaine, C. Venard "Low void effect core design applied on 2400 MWth SFR reactor" Proceedings of ICAPP 2011 Nice, France, May 2-5, 2011 Paper 11048
- [SCH10] D. Schmitt, S. Massara, T. Jourdeuil, P. Tetart, T. Courau « Overall optimization methodology for sodium-cooled fast reactor core conception ». Proceedings of ICAPP 2010, San Diego, CA, USA, June 2010, paper 10222
- [SCH11] D. Schmitt, S. Massara, G. Darmet, T. Jourdeuil « Design of a Sodium-cooled Fast Reactor with innovative annular geometry and very low sodium void worth ». Proceedings of ICAPP 2011, Nice, France, May 2011, paper 11073
- [SMI95] D.L. Smith, H.M. Chung, B.A. Loomis, H. Matsui, S. Votinov, W. van Witzenburg, Development of vanadium base alloys for fusion first-wall blanket applications, Fusion Engineering and Design, 29 (1995) 399-410
- [SNE07] Lance L. Snead, Takashi Nozawa, Yutai Katoh, Thak-Sang Byun, Sosuke Kondo, David A. Petti "Handbook of SiC properties for fuel performance modeling" Journal of Nuclear Materials 371 (2007) 329-377

Références

- [STAI11] R. Stainsby, J.C. Garnier, P. Guedeney, K. Mikityuk, T. Mizuno, C. Poette, M. Pouhon, M. Rini, J. Somers, E. Touron "The Generation IV Gas-cooled Fast Reactor" Proceedings of ICAPP 2011, Nice, France, May 2011, paper 11321
- [STAU11] N. E. Stauff, M. Agard, L. Buiron, B. Fontaine, X. Jeanningros, O. Mula, G. Rimpault, M. Zabiego "A new methodology for enhanced natural safety GEN-IV SFR core design application to a carbide-fueled core" Proceedings of ICAPP 2011, Nice, France, May 2011, paper 11162
- [STE87] M. Stein, Large sample properties of simulations using Latin hypercube sampling, *Technometrics*, 29;143-151, 1987.
- [STO74] Stone M (1974) Cross-validatory choice and assessment of statistical predictions, *Journal Royal Statistical Society B* 36:111-147
- [SUN11] K. Sun, J. Krepel, K. Mikityuk, R. Chawla « An Optimization Study for the Safety and Performance Parameters of A 3600 MWth Sodium-cooled Fast Reactor » Proceedings of ICAPP 2011, Nice, France, May 2011, paper 11304

T

- [TAG] <http://www-rocq.inria.fr/axis/modulad/numero-34/Goupy-34/goupy-34.pdf>
http://www.amazon.fr/Design-Experiments-Using-Taguchi-Approach/dp/0471361011/ref=sr_1_fkmr0_2?ie=UTF8&qid=1288800860&sr=8-2-fkmr0
<http://www.amazon.fr/Plans-dexp%C3%A9riences-pour-m%C3%A9thode-TAGUCHI/dp/270812031X>
- [TAN04] K. Tanaka et al. « Fission gaz release and swelling in Uranium-Plutonium mixed nitride fuels » *Journal of nuclear materials* 327. 2004 p. 77-87
- [TAU11] N. Tauveron, F. Bentivoglio, « PRELIMINARY DESIGN AND STUDY OF AN INNOVATIVE OPTION FOR GAS FAST REACTORS » Proceedings of ICAPP 2011, Nice, France, May 2-5, 2011, Paper 11372
- [TOB79] E. Tobias "Decay Heat" RD/B/N4611 Research Division Berkeley Nuclear Laboratories
- [TOD06] N. Todreas "Relationship among key reactor systems design variables" class note, 2006, <http://ocw.mit.edu/courses/nuclear-engineering/22-39-integration-of-reactor-design-operations-and-safety-fall-2006/readings/classnote1.pdf>
- [TEC95] S. Bories et M. Prat « Transfert de chaleur dans les milieux poreux » *Techniques de l'ingénieur B* 8 250 10 Août 1995

U

- [USY69] G.B. Usynin and L.N. Polyanin "The Doppler effect and nuclear safety of a Fast-Neutron Reactor" *Atomnaya Energiya*, Vol. 29, No 3, pp 216-218, septembre 1970, original article submitted may 7, 196; revision submitted October 27, 1969

V

- [VAL09] B. Valentin, H. Palancher, C. Yver, V. Garat, S. Massara « Heterogeneous minor actinide transmutation on a UO₂ blanket and on (U,Pu)O₂ fuel in a

Références

Sodium Fast Reactor – Preliminary design of pin & subassembly », Proceedings of Global 2009, Paris, France, September 6-11, 2009, Paper 9355

- [VER10] E. Verdier « Rapport du stage d'Edouard Verdier : optimisation de la préconception d'un réacteur à neutrons rapides refroidi au gaz », Ecole Polytechnique, stage effectué au DEN/DER/SESI/LE2S sous la direction de X. INGREMEAU

W

- [WAD88] WADE DC, CHANG YI - The Integral Fast Reactor Concept: Physics of Operation and Safety, NSE 100, pages 507-524, 1988
- [WAD97] WADE DC, HILL RN - *The design rationale of the IFR*, Argonne National Laboratory, Argonne IL 60439, 1997
- [WAL10] Portail de la recherche technologique en wallonie, projet PROMESO <http://recherche-technologie.wallonie.be/projets/index.html?IDD=17928>
- [WOL07] Lothar Wolf, Mujid S. Kazimi and Neil E. Todrea, course materials for 22.312 Engineering of Nuclear Reactors, Fall 2007. MIT OpenCourseWare (<http://ocw.mit.edu/>), Massachusetts Institute of Technology

Z

- [ZAE09] A. Zaetta, M. Vanier, J. Tommasi, F. Varaine, B. Bernardin « Feedback reactivity coefficients to optimise safe natural core behaviour during accident transients » ICAPP 2009 14/05/2009 Shinjuku Japon

Annexes

« Je n'aime pas ceux qui ne rient jamais, ce ne sont pas des gens sérieux. »

Wolfgang Amadeus Mozart

« La seule chose absolue dans un monde comme le nôtre, c'est l'humour. »

Albert Einstein

10	<u>ANNEXES.....</u>	<u>337</u>
10.1	RAPPELS DES FONDAMENTAUX DE NEUTRONIQUE	339
10.2	DEFINITION DES VECTEURS PU CONSIDERES	342
10.3	ANNEXE UFTOP	343
10.3.1	<i>PHENOMENOLOGIE D'UNE INSERTION RAPIDE DE REACTIVITE</i>	343
10.3.2	<i>PERTINENCE DU CRITERE DE PROMPTE-CRITICITE</i>	353
10.3.3	<i>ESTIMATEUR DE SURETE REPRESENTATIF D'UNE INSERTION RAPIDE DE REACTIVITE</i>	356
10.4	MODELISATION DES ACCIDENTS NON-PROTEGES.....	358
10.4.1	<i>MODELISATION.....</i>	358
10.4.1.1	<i>CONTRE-REACTIONS MODELISEES.....</i>	358
10.4.1.2	<i>CONTRE-REACTIONS NEGLIGES DANS LA MODELISATION</i>	363
10.4.1.3	<i>BILAN DE REACTIVITE LORS D'UN TRANSITOIRE</i>	364
10.4.2	<i>COMPARAISON AVEC CATHARE</i>	365
10.5	MODELE DE MASSE ASSEMBLAGE	367
10.6	MODELE DE COMPOSITION SIMPLIFIEE.....	369
10.7	VALIDATION DU MODELE DE VECTEUR PU A L'EQUILIBRE.....	373
10.8	REFLEXIONS SUR UN NOUVEL ESTIMATEUR DE SURETE DE LA TENUE MECANIQUE DU SiC	378
10.9	ANNEXE CŒUR.....	384

10.1 Rappels des fondamentaux de neutronique

Dans un réacteur nucléaire la très grande majorité des neutrons sont émis suite à des réactions de fission ; c'est-à-dire des réactions où suite à une collision avec un neutron, un noyau lourd va se scinder en plusieurs morceaux et émettre à cette occasion des neutrons.

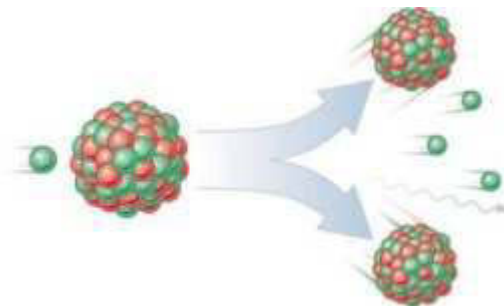


Figure 166 : Schéma de principe d'une fission

Les neutrons émis possèdent alors une certaine énergie cinétique, (c'est-à-dire une certaine vitesse) qui est en moyenne de l'ordre de 2 MeV. Ils sont alors dits « rapides ».

Seulement, la probabilité que ces neutrons interagissent avec un atome, que l'on peut mesurer par ce que l'on appelle une section efficace microscopique σ , va dépendre, du type d'interaction (diffusion, fission, capture), des atomes considérés, mais aussi très fortement de l'énergie du neutron. Ainsi, comme on peut le voir sur la Figure 167 (section efficace du Pu239) [KAE] les neutrons ont des probabilités beaucoup plus fortes d'interagir avec la matière lorsqu'ils sont à basse énergie. Or, à chaque collision avec un atome, les neutrons vont peu à peu perdre leur énergie, et passer du domaine « rapide » au domaine thermique (de l'ordre de quelques keV). Ce phénomène s'appelle la thermalisation des neutrons.

On appelle alors « spectre neutronique » la répartition des neutrons dans les différents niveaux d'énergie. Un spectre dit « rapide », signifie que les neutrons sont majoritairement à haute énergie. Un spectre dit « thermique », signifie que les neutrons sont à des niveaux d'énergie beaucoup plus faibles. Ce spectre neutronique va dépendre très fortement de la composition du cœur ; en effet certains atomes ont tendance à très bien ralentir les neutrons, par exemple l'hydrogène, et d'autres moins. Suivant les densités atomiques et la nature des différents atomes présents dans un réacteur, les spectres neutroniques vont alors être très différents.

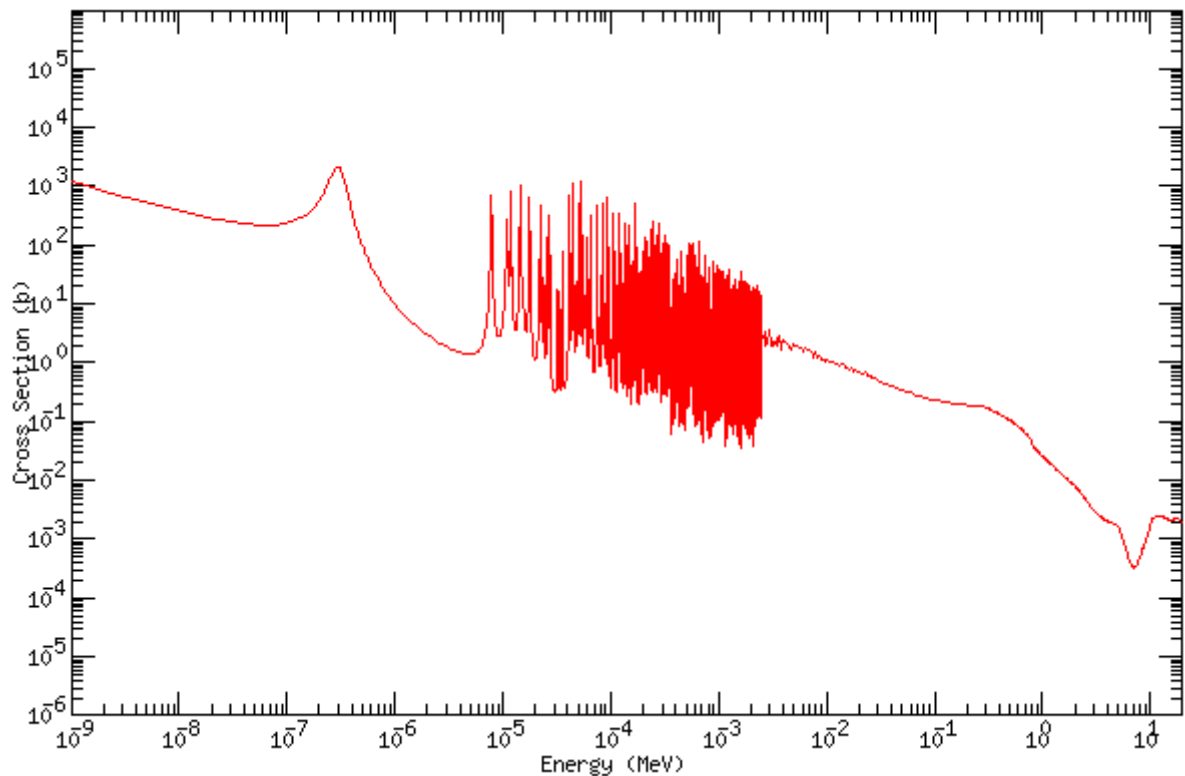


Figure 167 : Section efficace d'absorption du Pu239

Or, comme les sections efficaces dépendent fortement du niveau d'énergie des neutrons, les probabilités de telle ou telle interaction vont fortement dépendre du spectre neutronique.

Cependant, dans des modèles simplifiés tels que FARM, on va chercher à ne pas prendre en compte les dépendances des sections efficaces en fonction des niveaux d'énergie, et l'on va donc moyenner les sections efficaces avec le spectre neutronique afin d'obtenir ce que l'on appelle une section efficace à un niveau d'énergie, ou à un groupe d'énergie.

$$\sigma_A^{1groupe} = \int_E \sigma_A(E) S(E) dE$$

Où E est l'énergie, et S(E) la fraction de neutrons dans le spectre neutronique compris entre les niveaux d'énergie E et E + dE.

Ces sections sont donc très dépendantes, de l'interaction et des isotopes considérées, ainsi que du spectre du réacteur.

On s'intéresse ici à 3 types d'interactions, et sections efficaces associées :

σ_A^f : La section efficace microscopique de fission. Elle indique la probabilité de fission de l'isotope A.

Annexes

σ_{A}^c : La section efficace microscopique de capture. Indique la probabilité de capture d'un neutron par l'isotope A.

σ_{A}^a : La section efficace microscopique d'absorption de l'isotope A, définie comme la somme des sections de fission et de capture : $\sigma_{A}^a = \sigma_{A}^c + \sigma_{A}^f$, elle mesure la probabilité qu'un neutron soit absorbé suite à une collision

Une dernière interaction dont on ne parle pas ici est la collision sans capture neutronique. La section efficace associée s'appelle alors la section de diffusion. Elle intervient dans le ralentissement des neutrons, mais aussi dans leur diffusion au sein du réacteur. Dans cette étude, on s'intéressera cependant à la diffusion des neutrons dans le cœur, et l'on fera donc appel pour cela à la section efficace de transport σ_{A}^{tr} , calculée à partir de la section efficace de diffusion.

Cependant ces sections efficaces, mêmes moyennées en énergie, ne nous donnent des informations que sur le comportement neutronique du cœur vis-à-vis d'un seul isotope. Afin de se placer à l'échelle du cœur, on définit ce que l'on appelle des sections efficaces macroscopiques $\Sigma_{tr/a/c/f}$. Ces dernières se calculent alors comme la somme des produits des sections efficaces microscopiques et des densités atomiques N_i des différents isotopes i.

$$\Sigma_{tr/a/c/f} = \sum_i N_i \sigma_i^{tr/a/c/f}$$

Une propriété neutronique très importante d'un milieu est également le nombre de neutrons moyen issus d'une fission, qu'il risque d'émettre suite au passage d'un neutron. En effet, chaque isotope émet un certain nombre de neutrons par fission ν qui n'est pas forcément le même. Ainsi, afin de prendre en compte les capacités de production de neutrons d'un milieu, on définit par ailleurs la section efficace macroscopique d'émission neutronique :

$$\Sigma_{\nu f} = \sum_i \nu_i \sigma_i^f N_i$$

Ces différentes sections neutroniques macroscopiques, vont alors nous permettre de prendre en compte les propriétés neutroniques d'un milieu.

10.2 Définition des vecteurs Pu considérés

Les vecteurs Pu2016, Pu2035, ainsi que le vecteur Pu à l'équilibre en début de vie du cœur de référence, avec un rechargement en Pu239 pur, sont donnés dans le tableau suivant :

	Pu2016	Pu2035	Vecteur Pu DV à l'équilibre du cœur mars-2009, rechargé en Pu239 pur	Vecteur Pu DV à l'équilibre du cœur mars-2009, rechargé en Pu2016
Pu238	2.7%	3.6%	1.9%	2.3%
Pu239	56.0%	47.4%	56.7%	53.9%
Pu240	25.9%	29.6%	33.2%	34.2%
Pu241	7.4%	8.2%	3.1%	2.5%
Pu242	7.3%	10.4%	2.3%	3.2%
Am241	0.7%	0.8%	2.8%	3.9%

Tableau 48 : Définition des vecteurs Pu2016, Pu2035 et du vecteur Pu à l'équilibre du cœur de référence

10.3 Annexe UFTOP

Lors d'une insertion extrêmement rapide de réactivité, telles que celles induites par une éjection de barre (exclue par conception sur un RNR-G), une vidange totale instantanée d'un réacteur à gaz ou un passage de bulle sur un RNR-Na, un des objectifs de sûreté les plus couramment considérés, consiste à éviter la prompte-criticité du cœur. En effet, dans l'esprit des concepteurs elle est associée à un dégagement énergétique très important susceptible d'endommager le cœur et la cuve, à l'image de l'accident de Tchernobyl. L'utilisation de systèmes prompt-critiques dans les armes nucléaires entretient elle aussi cette image selon laquelle la prompte-criticité est synonyme d'explosion. Cette vision, qui contient une grande part de vérité n'est néanmoins pas réellement adaptée pour la conception d'un cœur de RNR, comme on va l'expliquer ci-dessous.

De plus, afin d'éviter la prompte-criticité, la démarche la plus préventive, et celle qui était considérée dans les premières études du RNR-G, consiste à ne jamais insérer dans un temps court (inférieur à quelques secondes) une réactivité supérieure au *dollar*. Cette approche est néanmoins beaucoup trop conservatrice par rapport à la réalité physique du problème, car en fonctionnement nominal, l'effet doppler va alors induire une contre-réaction suffisamment rapide et importante pour éviter la prompte-criticité comme on va également le montrer ci-dessous.

L'objectif de cette annexe est alors de démontrer qu'il est possible d'insérer une réactivité extérieure supérieure au \$ en un temps très court, dans un réacteur de type RNR-G de façon sûre, ou plus exactement, qu'il n'y a pas d'effet seuil entre le fait d'insérer une valeur inférieure ou supérieure au *dollar*. Il est en effet pénalisant d'insérer une plus grande réactivité (n'insérer que 0,9\$ par rapport à 1,2\$ est forcément favorable), mais il n'y a pas de changement fondamental dans le déroulement du transitoire, pas d'effet seuil, c'est-à-dire rien qui puisse justifier le fait d'imposer que la réactivité insérée ne doive pas dépasser 1\$. Une telle démonstration permet alors de justifier le fait qu'il est tout à fait envisageable de concevoir des cœurs de RNR-G avec un *coefficient de vidange* supérieur au \$, et propose alors un estimateur de sûreté d'accident non-protégé, dédié aux accidents d'insertion rapide de réactivité.

Pour cela, on va tout d'abord présenter dans le 10.3.1 une partie de la phénoménologie neutronique au cours de telles insertions de réactivités avant d'expliquer pourquoi le critère de prompte-criticité n'est pas un critère pertinent pour représenter ce type d'accident au 10.3.2. Puis, au 10.3.3, on présentera alors l'estimateur de sûreté non-protégé qui est considéré dans FARM pour prendre en compte les accidents non-protégés d'insertion très rapide (de l'ordre de la dizaine de millisecondes) de réactivité.

On signale d'ailleurs que cette explication se base sur les travaux de Reuss [REU03] et Barjon [BAR93], ainsi que sur les expériences des réacteurs SEFOR [BOG75] [ART71], et Cabri [PAP94] [RIT09], et n'a absolument rien de novatrice. L'esprit est d'ailleurs tout à fait similaire aux études qui ont été réalisées sur Cabri [RIT09-2] et validées par l'autorité de sûreté sur le choix des critères de sûreté à considérer.

10.3.1 **Phénoménologie d'une insertion rapide de réactivité**

Toute insertion de réactivité va provoquer des contre-réactions, qui vont avoir tendance à s'opposer à l'élévation de la réactivité et de la puissance. Ces contre-réactions vont être de différentes natures (dilatations, effet doppler) et intervenir sur des échelles de temps très variées (de la milliseconde à plusieurs secondes).

Annexes

Toutes les contre-réactions qui ont pour origine des dilatations thermiques vont agir avec des constantes de temps qui seront plutôt de l'ordre de la seconde à la dizaine de secondes⁵³. En effet, la constante de temps d'un transfert thermique dans l'élément combustible sera plutôt de l'ordre de la seconde, et un peu plus élevé à l'échelle du cœur (effet sommier). Par conséquent, sur des temps extrêmement courts tels que ceux considérés ici, les échanges thermiques à l'échelle de l'élément combustible ne vont pas avoir le temps de s'ajuster et continueront à échanger la même puissance que précédemment. C'est le modèle que l'on appelle « le refroidissement constant ». Les contre-réactions de ce type ne pourront donc pas jouer leur rôle.

On peut d'ailleurs en déduire l'équation de la chaleur aux temps courts pour le combustible :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = P_v(t) - P_v(0) \quad (1)$$

Où ρ est la masse volumique du combustible, C_p la chaleur spécifique, T la température du combustible, t le temps et $P_v(t)$ la puissance volumique dans le combustible à l'instant t , et $P_v(0)$ étant par hypothèse la puissance évacuée du combustible (les échanges thermiques restent identiques à ceux de l'instant nominal).

Par contre, une contre-réaction importante, qui elle intervient beaucoup plus tôt est l'effet doppler. L'effet doppler est un effet neutronique très connu qui vient de l'agitation thermique des noyaux. Plus elle est importante (plus le combustible est chaud), plus cela va favoriser les captures neutroniques (les résonnances d'absorption des isotopes sont alors plus larges), et donc diminuer la réactivité. Des études de perturbation sur le code *ERANOS*, montrent alors que cet effet joue au premier ordre sur le bilan de réactivité.

La valeur de l'anti-réactivité insérée par effet doppler peut se calculer avec l'hypothèse d'une dépendance logarithmique en fonction de la température (couramment considérée) :

$$\Delta\rho = K_D \ln\left(\frac{T_{comb,moy}(t)}{T_{comb,moy}(0)}\right) \quad (2)$$

Où $\Delta\rho$ sera l'anti-réactivité insérée, K_D est la constante doppler (donnée physique du cœur, issue d'*ERANOS*, négative), $T_{comb,moy}(t)$ la température en K à l'instant t .

Or cet effet doppler va lui intervenir dans des constantes de temps beaucoup plus courtes. En effet, l'insertion de réactivité va avoir pour effet d'augmenter la puissance, qui va elle-même introduire un échauffement du combustible, en quelques millisecondes, ce qui va induire un effet doppler.

En fait, l'effet doppler va être retardé par rapport à l'insertion de réactivité par deux phénomènes physiques :

L'augmentation de température :

C'est-à-dire, le temps nécessaire après l'insertion de réactivité, pour que la température du combustible augmente suffisamment. On s'intéressera tout particulièrement à cet aspect dans cette annexe.

⁵³ On retrouve ce fait dans de nombreux travaux, et cela peut également se retrouver rapidement par quelques calculs d'ordre de grandeur.

L'homogénéisation de la température entre le Pu et l'U :

C'est-à-dire le temps nécessaire pour que l'augmentation de température du combustible induise un effet doppler. En effet, dans les combustibles actuels, l'Uranium et le Plutonium ne sont pas répartis de façon totalement homogène, et on trouve des grains de plutonium de l'ordre de quelques dizaines de micromètres dans une matrice d'Uranium. Ainsi, lors d'une augmentation de puissance, on peut envisager de façon conservatrice, que l'énergie soit principalement déposée dans les grains de Plutonium (où il y aura le plus de fissions). Or, des calculs perturbatifs sur *ERANOS* permettent de montrer que l'effet doppler est principalement induit par les résonnances de l'U238, et que l'effet doppler induit par le Pu est pratiquement négligeable. Un certain temps serait donc nécessaire pour le transport de l'énergie déposée dans les grains de plutonium vers l'uranium, ce qui retarderait l'échauffement de l'uranium, et donc l'effet doppler. La constante de temps associée à ce transfert peut se calculer à l'aide du modèle de G.B. Usynin et L.N. Polyanin [USY69]. Ainsi, suivant les tailles de grains, et la résistance thermique de joint de grain, les constantes de temps varient de 0.1 ms à 100 ms pour les cas les plus extrêmes.

Dans la littérature, on trouve très facilement des combustibles oxyde avec des tailles de grains inférieures à 15 µm [DIE76] [COM77]. Dans le cas du carbure, les tailles de grains attendues sont également de cet ordre, puisque le jeu de données de référence *RNR-G* considère une taille de grain de 8 µm. Ces tailles de grains impliquent alors des constantes de temps **inférieures à la milliseconde**, avec le modèle cité précédemment.

Toutefois, une telle description est très conservatrice, car dans la réalité la majeure partie de l'énergie produite (environ 80%) est emportée par les fragments de fission qui vont la déposer dans le combustible au fur et à mesure de leurs collisions. Or le libre parcours moyen de ces fragments est là aussi de l'ordre de la dizaine de micromètres [REU03] (p97). Donc cette énergie, dite « de recul des PF », sera en grande partie déposée directement dans l'Uranium, et ce avec des constantes de temps beaucoup plus faibles, alors de l'ordre de la microseconde pour un réacteur rapide⁵⁴. La modélisation de G.B. Usynin et L.N. Polyanin [USY69] est donc très conservatrice.

On peut donc en conclure que sur les combustibles envisagés, le temps nécessaire pour le transfert thermique entre le Pu et l'Uranium ne retarde pas l'effet doppler de plus d'une **fraction de millisecondes**. Ce qui est donc tout à fait compatible avec une insertion de réactivité supérieure au dollar en une dizaine de millisecondes sans prompte-criticité, grâce à la réaction du doppler.

Revenons à présent au temps nécessaire pour l'augmentation de température induite par l'insertion de réactivité, et pour cela étudions, sur la base de modèles simplifiés 0D, la phénoménologie d'une insertion rapide de réactivité. Ces modèles ne font absolument pas office de démonstration et servent juste essayer d'expliquer la phénoménologie. On part alors de l'équation différentielle initiale de la cinétique, avec un groupe de neutrons retardés⁵⁵ [FER42] [REU03]:

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{l} n + \lambda c \quad \frac{dc}{dt} = \frac{\beta}{l} n - \lambda c \quad (3)$$

⁵⁴ Ce temps correspond alors au « temps de vol », le temps mis par les fragments de fission pour parcourir cette distance. Ils sont très rapides car leur énergie est de l'ordre de la dizaine de MeV.

⁵⁵ On n'utilise ici pour simplifier qu'un groupe de neutrons retardés, mais les résultats sont généralisables à plusieurs groupes de neutrons retardés.

Annexes

Où n est le nombre de neutron, l le temps de vie moyen d'un neutron dans le réacteur (de l'ordre de 10^{-7} s dans un réacteur à neutrons rapides [REU03]), et c la concentration du précurseur.

L'excursion de réactivité étant très rapide, on peut alors supposer qu'elle n'aura pas le temps de modifier la concentration du précurseur (hypothèse que fait également R. Barjon, lorsqu'il étudie les fortes excursions de puissance prompt-critiques [BAR93]). λc est alors une constante. On peut alors en déduire, [REU03] :

$$\frac{dc}{dt} = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\beta}{l} n(0) - \lambda c = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\beta}{l} n(0) = \lambda c \quad (4)$$

L'équation 4, reflète alors juste le fait que la concentration des précurseurs est alors, sous cette hypothèse égale à la concentration d'équilibre de l'état initial. On peut d'ailleurs vérifier que cette hypothèse est tout à fait licite. En effet à partir de 4, on peut montrer que :

$$\frac{dc}{c(0)} = \lambda \left(\frac{n(t)}{n(0)} - 1 \right) dt$$

Ensuite, un calcul d'ordre de grandeur montre que pour une durée de 20 ms, avec un λ de $0.1s^{-1}$ (valeur moyenne SPX), un flux neutronique constant 10 fois plus élevé qu'au nominal⁵⁶, conduit à des variations de concentration du précurseur de l'ordre de 2%. L'hypothèse est donc valable pour les durées et les excursions de puissance considérées.

L'équation 3 s'écrit alors :

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{l} n(t) + \frac{\beta}{l} n(0) \quad (3')$$

On peut alors résoudre l'équation différentielle (3'), en utilisant la méthode de la variation de la constante. Tout d'abord, l'équation homogène (5) admet alors la solution homogène (6).

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{l} n \quad (5)$$

$$\ln(n(t)) = \frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l} + c^{te}$$

$$n(t)_{\text{hom}} = Be^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}} \quad (6)$$

Pour trouver la solution particulière on utilise la méthode classique de la variation de la constante :

⁵⁶ Ceci est très conservatif puisque l'excursion de flux sera au contraire très piquée ; avec un très court instant à des valeurs très élevées (dépassant 10 ou 100 fois la puissance nominale) et la majorité du temps à des valeurs de l'ordre de quelques fois le flux nominal.

Annexes

$$n(t)_{part} = A(t) * e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}}$$

Qui injectée dans (3), donne :

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{l} A(t) e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}} + \lambda c = \frac{\rho(t) - \beta}{l} A(t) e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}} + A'(t) * e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}}$$

D'où :

$$A'(t) = \lambda c * e^{\frac{\beta t - \int_0^t \rho \cdot dt}{l}}$$

$$A(t) = \frac{\lambda c l}{\beta - \rho(t)} * e^{\frac{\beta t - \int_0^t \rho \cdot dt}{l}}$$

On en déduit alors la solution de l'équation différentielle :

$$n(t) = A e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}} + \frac{\lambda c l}{\beta - \rho(t)}$$

Or, ce qui en utilisant l'équation (4) donne :

$$n(t) = A e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}} + \frac{\beta n(0)}{\beta - \rho(t)}$$

Pour trouver la constante A, on calcule pour t=0, et quelque soit p(0) :

$$n(0) = A + \frac{\beta n(0)}{\beta - \rho(0)} \Rightarrow A = n(0) \left(1 - \frac{\beta}{\beta - \rho(0)} \right)$$

D'où la solution générale :

$$\frac{n(t)}{n(0)} = \frac{P_V(t)}{P_V(0)} = \left(1 - \frac{\beta}{\beta - \rho(0)} \right) e^{\frac{\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t}{l}} + \frac{\beta}{\beta - \rho(t)} \quad (7)$$

L'équation (7) est alors la somme de deux termes. Le premier correspondant aux neutrons prompts, et le second aux neutrons retardés. On distingue alors deux régimes de fonctionnement :

- Les situations qui ne sont pas critiques prompts, et où la réactivité est alors inférieure à 1\$. Dans cette situation, le numérateur de

Annexes

l'exponentielle est alors négatif et très important (le dénominateur est de l'ordre de 10^{-7} s) :

$$\int_0^t \rho \cdot dt - \beta t < 0$$

On peut alors négliger l'exponentielle, et on retrouve alors l'équation bien connue des neutroniciens pour les transitoires de puissance non-critiques-prompts ($\rho < \beta$) :

$$\frac{P_V(t)}{P_V(0)} = \frac{\beta}{\beta - \rho(t)} \quad (8)$$

Dans le cas $\rho(0)=0$, l'équation (8) est encore plus immédiate, puisque la constante devant le terme exponentiel des neutrons prompts est alors nulle.

On constate également que lorsque la réactivité tend vers 1\$, la puissance du cœur tend vers l'infini. Ceci n'est évidemment pas physique, dans la mesure où l'augmentation de puissance du réacteur, qui est liée à l'augmentation du nombre de neutrons prompts, ne peut pas se faire plus rapidement que la vitesse de multiplication des neutrons prompts, ce qui n'est pas pris en compte dans cette équation.

- Ainsi, lorsque $\rho > \beta$, c'est-à-dire en cas de prompte-criticité, les neutrons induits par les neutrons retardés deviennent négligeables, et on peut donc négliger la solution particulière de l'équation différentielle, et l'évolution de la puissance peut alors s'écrire :

$$\frac{n(t)}{n(0)} = \frac{P_V(t)}{P_V(0)} \approx e^{\frac{(\rho(t)-\beta)t}{l}}$$

Le système est alors piloté par les neutrons prompts, et leur multiplication impose le rythme de l'augmentation de puissance.

Lorsque la réactivité est alors proche de 1\$, on se trouve dans un régime intermédiaire. On constate que l'augmentation de puissance est alors beaucoup plus « rapide » dans le cas d'une prompte-criticité. Mais, tout dépend de l'évolution de la réactivité, car plus la puissance va augmenter, plus la température va augmenter et plus l'effet doppler interviendra pour compenser l'insertion de réactivité.

Juste à titre d'exemple, considérons une rampe de réactivité de type $\rho = \pi t$, sans prendre en compte l'effet doppler. En utilisant l'équation de la chaleur (1) et l'équation (8), on peut alors obtenir une équation différentielle sur la température en fonction du temps :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{P_V(0)}{\rho C_p} \left(\frac{\beta}{\beta - \pi t} - 1 \right)$$

L'intégration de cette dernière équation conduit alors à une expression de la température en fonction du temps.

Annexes

$$T(t) = \frac{P_V(0)}{\rho C_p} \left(\frac{\beta}{\pi} \ln \left(\frac{1}{1 - \frac{\pi}{\beta} t} \right) - t \right) + T_0 \quad (9)$$

Où T_0 est la température initiale du combustible.

Cette équation est particulièrement riche d'enseignements. En effet, lorsque t tend vers β/π , c'est-à-dire que la réactivité insérée tend vers 1\$, le dénominateur du logarithme tend vers 0, et par conséquent la température tend vers l'infini.

Cela voudrait dire, en supposant qu'il n'y a ni fusion ni perte de géométrie du combustible, que quelque soit la température nécessaire pour que l'effet doppler ait un impact significatif pour réduire la réactivité (typiquement de l'ordre du dollar), elle serait atteinte avant la prompt-criticité. L'effet doppler interviendrait donc suffisamment rapidement, avant la prompt-criticité, et il serait alors possible d'insérer une réactivité extérieure supérieure au dollar sans atteindre la prompt-criticité, tant que l'on conserve, grâce aux contre-réactions, un bilan neutronique global qui reste en dessous de la prompte-criticité.

Seulement, l'équation neutronique utilisée (8) n'est plus valide lorsque la réactivité se rapproche trop du dollar, et par rapport à l'équation 9, dans certains cas, si la puissance n'augmente pas suffisamment rapidement, on peut devenir prompt critique. C'est-à-dire, si la température n'a pas encore pu induire un effet doppler suffisant lorsque la réactivité a atteint des valeurs proches de 0.9\$, il se peut que le système devienne prompt-critique. L'équation de la température s'écrit alors (avec $t > \beta/\pi$) :

$$T(t) = \frac{P_V(0)}{\rho C_p} \left(\frac{l}{\pi} e^{\frac{\pi - \beta}{l}} - t \right) + T_0 \quad (10)$$

L'augmentation de puissance et donc de température est alors beaucoup plus rapide que dans l'équation (9). On va alors observer un pic de puissance avant que l'effet doppler n'intervienne et n'inverse la variation de puissance.

Afin de représenter un peu mieux ces phénomènes, on a discrétisé en temps les équations 1 et 3' afin de tracer l'évolution de la puissance et de la réactivité au cours d'un transitoire. On considère alors des grandeurs caractéristiques des cœurs de RNR-G carbure ($P_V=300 \text{ MW/m}^3$, $\rho=13,6 \text{ t/m}^3$, $C_p=0,23 \text{ kJ/Kg/}^\circ\text{C}$, $T_{\text{comb}}^{\text{nom}}=1150\text{K}$, $K_D=-3,3\%$), avec un pas de temps de 0,05ms. On calcule alors la température moyenne, mais également la température maximale combustible, avec un modèle extrêmement simplifié supposant une température de point chaud combustible au régime nominal de 1520K et un facteur de forme 3D de 1,5. On trace alors sur la Figure 168, la réactivité dans le cas d'une insertion de 0,2\$/ms (soit 2\$ en 10ms) à puissance nominale. On constate alors que comme prévu, la température augmente fortement, et que l'effet doppler permet alors de limiter la réactivité effective du cœur en-dessous du dollar. Il n'y a alors pas de prompte-criticité.

Annexes

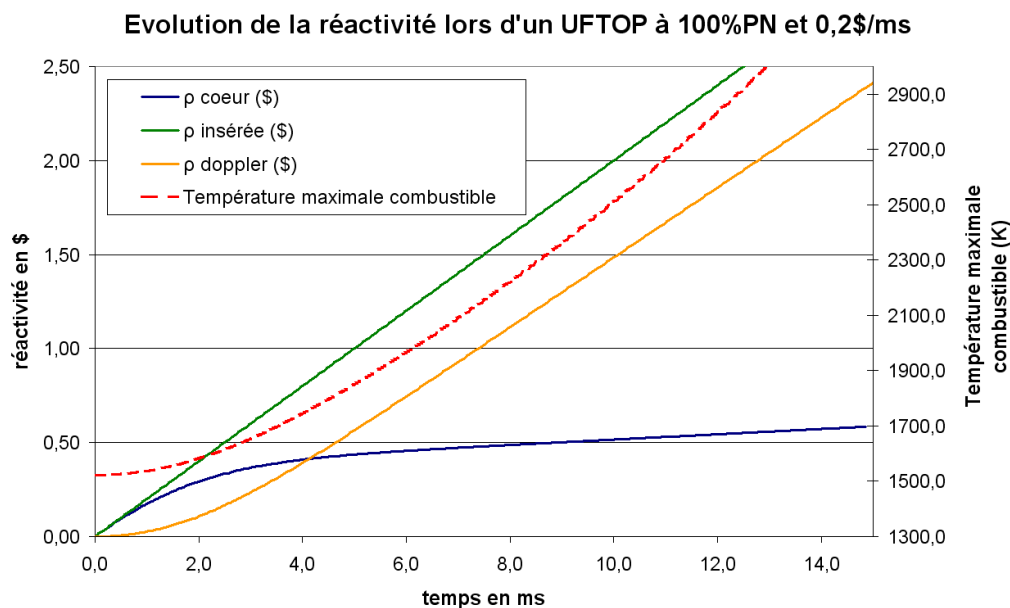


Figure 168 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 100%PN

Afin de confirmer ce résultat, on effectue également le même calcul, mais en considérant que le doppler a un retard de 1 ms (très conservatif), sur la Figure 169. On observe alors le même comportement, il n'y a pas de prompte-criticité, juste une légère oscillation de la réactivité à cause du retard de l'effet doppler (bien visible sur la courbe orange).

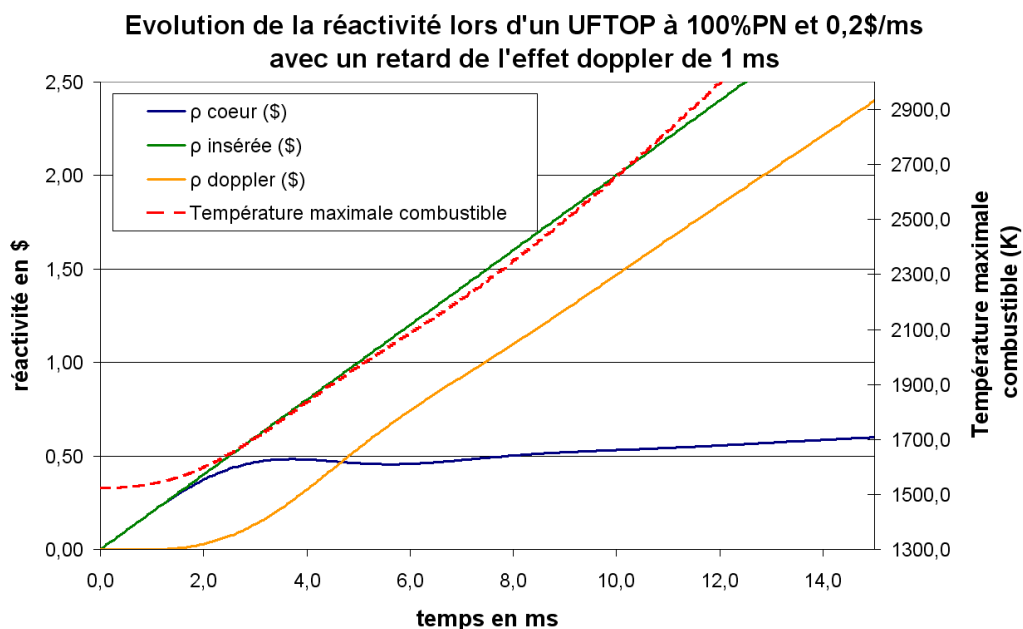


Figure 169 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 100% PN avec un retard doppler de 1ms

On teste également des insertions de réactivité encore plus rapides à 0.5 \$/ms sur la Figure 170. On constate alors que la fusion du combustible est atteinte beaucoup plus rapidement, mais encore une fois la prompte-criticité n'est pas atteinte.

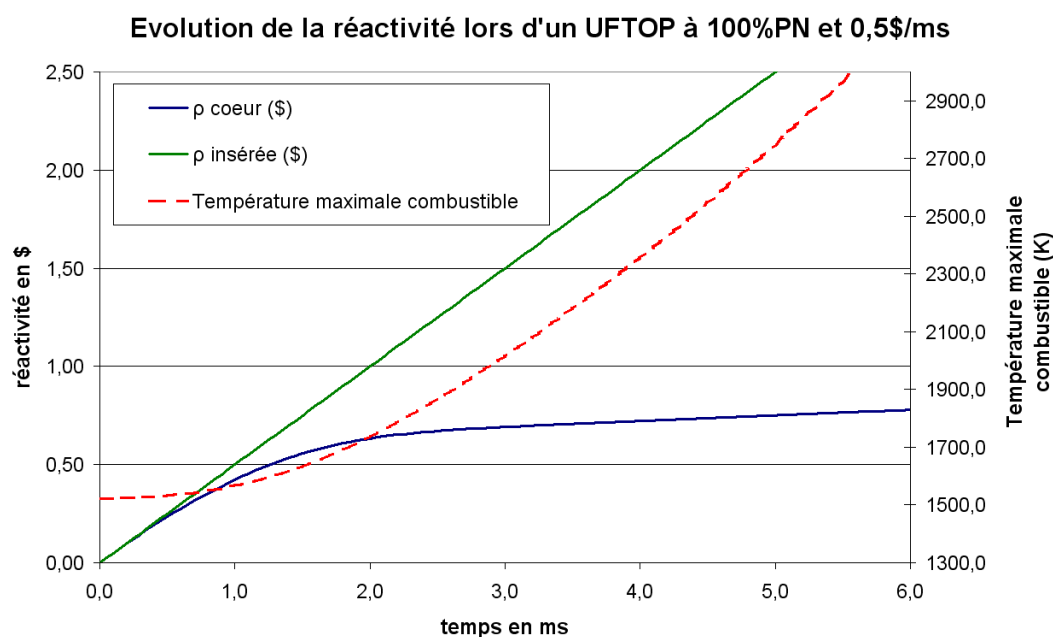


Figure 170 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,5\$/ms à 100% PN

Il est important de bien préciser que ces calculs ne sont plus valides lorsque l'on atteint la fusion du combustible. En effet, la chaleur latente du combustible permettra d'emmagasiner de l'énergie sans induire d'augmentation de température, et donc sans effet doppler supplémentaire. Ceci conduit à un retard de l'effet doppler susceptible d'induire un risque d'atteindre la prompte-criticité. Il va également y avoir des déplacements de matière (mais dont l'effet sera plutôt favorable). Commence alors la physique très complexe des accidents grave qui ne sera pas traitée ici.

Néanmoins, ces résultats, même s'ils sont extrêmement simplifiés et peu précis, indiquent pourquoi il est quasiment exclu qu'une insertion rapide de réactivité dans un RNR-G en fonctionnement puisse induire une prompte-criticité. Des calculs CATHARE, ont été réalisés, en modélisant alors une vidange de caloporteur He et en supposant de façon conservatrice un sur-refroidissement du combustible (débit vidangé multiplié par trois de façon à atténuer à l'effet doppler) et cela a conduit aux mêmes conclusions.

Car pour atteindre la prompte-criticité, il faut alors être dans une situation où l'augmentation de puissance ne parvient pas à induire une augmentation de la température suffisamment rapide, par exemple à faible puissance. En effet, à faible puissance, un doublement, ou un quadruplement de la puissance initiale n'induit alors qu'un très faible écart en température. Il faut alors augmenter la puissance de plusieurs ordres de grandeurs avant que la température ne puisse véritablement agir via l'effet doppler, et il est alors possible que la prompte-criticité soit atteinte. C'est ce que l'on a tracé sur la Figure 171 et Figure 172, en considérant un cœur à 1%PN. Dans ce cas, malgré une multiplication par pratiquement 10 de la puissance du cœur, la température n'augmente pas suffisamment pour induire un effet doppler significatif. On observe alors, lorsque la réactivité insérée atteint un peu plus d'un dollar, un flash de prompt-criticité. Il y a une accélération de l'augmentation de puissance, qui atteint alors plus de 100 fois sa valeur initiale. Puis, la température augmentant alors de façon significative, l'effet doppler intervient, réduisant la réactivité et la faisant redevenir inférieure au dollar. Ainsi, n'étant plus prompt-critique, la puissance va

Annexes

fortement diminuer à nouveau (même si la réactivité reste positive). Néanmoins, comme on continue d'insérer de la réactivité, et comme on est proche du dollar, un second passage prompt-critique est atteint autour de 9 secondes, qui est lui aussi arrêté par l'effet doppler, ainsi qu'un troisième vers 13 secondes. On observe ce qu'on appelle les oscillations doppler. Mais dans une situation où l'on cesserait d'introduire de la réactivité externe, la réactivité du cœur décroîtrait à nouveau jusqu'à stabilisation du réacteur. La puissance de cet état final serait alors déterminée par l'équilibre entre l'excès de réactivité externe introduit et la réserve de contre-réaction doppler disponible.

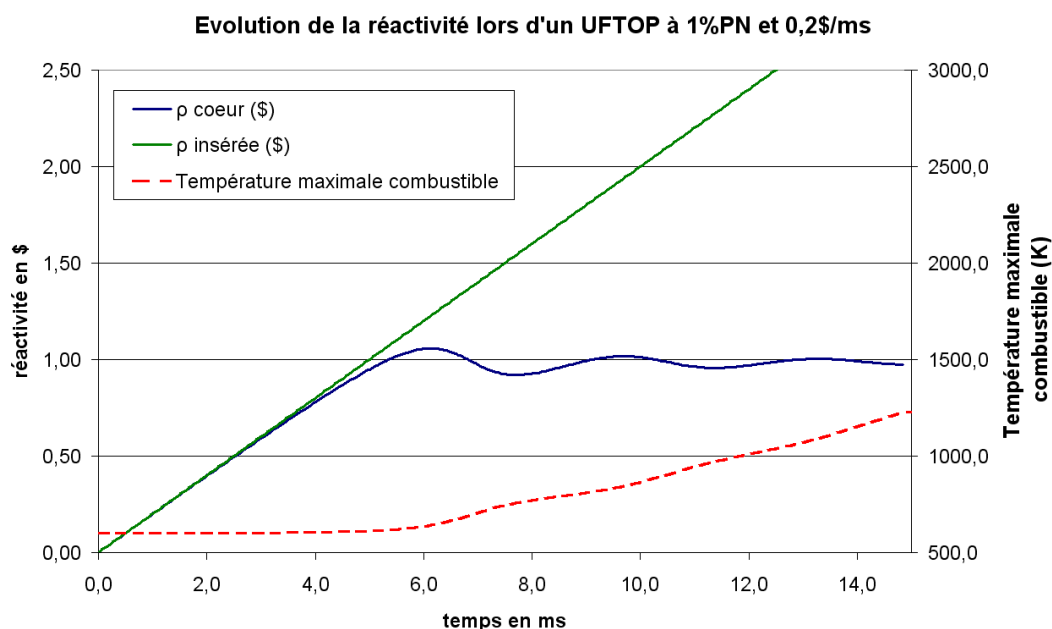


Figure 171 : Evolution de la réactivité lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 1% PN

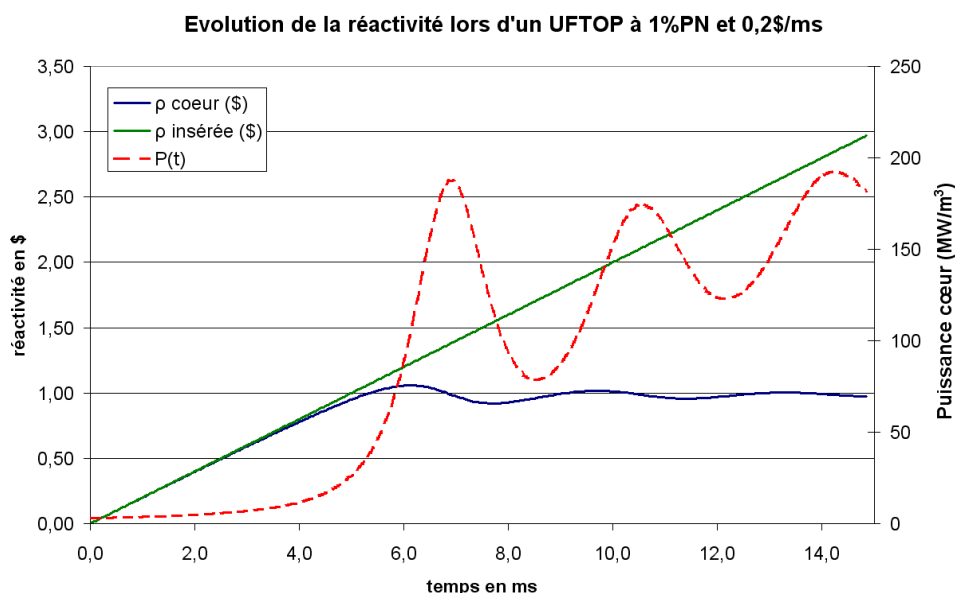


Figure 172 : Evolution de la puissance lors d'une rampe de réactivité à 0,2\$/ms à 1% PN

C'est exactement ce qui s'est passé lors de l'accident de Tchernobyl. Le réacteur était à faible puissance, avec des contre-réactions très sous-dimensionnées lorsqu'il y a eu une brutale insertion de réactivité qui a alors provoqué la prompte-criticité et un dégagement

énergétique très important conduisant à une explosion et à toutes les conséquences catastrophiques que l'on connaît.

Mais, ce scénario ne se reproduit pas systématiquement à chaque prompte-criticité et dépend de la configuration du cœur. L'exemple le plus flagrant étant l'exploitation des réacteurs des réacteurs Cabri [PAP94] [RIT09] et SEFOR [BOG75] [ART71]⁵⁷. Le réacteur SEFOR est un réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium, qui a été construit aux Etats-Unis dans les années 60 (démarrage en 1969), pour mesurer l'effet doppler lors d'une insertion brusque de réactivité. Au cours de la vie de ce réacteur, des insertions de réactivités allant jusqu'à 1.3\$ (3\$ sur Cabri) en des temps de l'ordre du dixième de secondes conduisant à une prompte-criticité ont été réalisées en toute sécurité. Mais à chaque fois, le combustible disposait de suffisamment d'inertie thermique pour emmagasiner toute l'énergie déposée. Il est d'ailleurs très intéressant de remarquer que sur les calculs simplifiés présentés ci-dessus, pour une même insertion de réactivité, au bout de 15s, la simulation réalisée à 100%PN sans prompte-criticité conduit à une température au point chaud combustible beaucoup plus importante (environ 1500 °C de plus) que celle où il y a eu prompte criticité réalisée à 1%PN. Ceci s'explique par la grande inertie thermique fournie par la faible température du combustible à 1%PN, couplée à la faible valeur de puissance par rapport au cas puissance nominale. Dans ce cas très particulier, la situation prompt-critique est alors « moins dangereuse » que celle sans prompt-criticité.

10.3.2 Pertinence du critère de prompte-criticité

Les explications précédentes mettent alors en lumière que la prompte-criticité n'est clairement pas un critère pertinent pour juger de la dangerosité d'une insertion rapide de réactivité. La prompte-criticité est un phénomène de cinétique neutronique, qui induit un pic de puissance, mais au fond les seuls vrais critères qui interviennent vis-à-vis de la sûreté sont les températures combustible et gaine [RIT09-2]. C'est la dégradation du combustible qui est susceptible de conduire à un accident grave. Ainsi, l'énergie déposée au cours du transitoire va être une caractéristique importante, mais pas le fait qu'elle ait été produite au cours d'une augmentation de puissance prompt-critique ou non.

La recherche d'un *coefficient de vidange* inférieur au dollar dans le cadre de la conception d'un RNR-G n'est alors pas un critère pertinent pour deux raisons : Tout d'abord parce que le critère de prompte-criticité n'est pas justifié, car ce sont les températures et l'énergie déposés qui déterminent réellement l'acceptabilité d'un transitoire ou non. De plus, parce que même si on cherchait à respecter ce critère, une dépressurisation brutale d'un cœur avec un coefficient de vidange supérieur au dollar, ne conduirait probablement pas à la prompt-criticité à cause de l'effet doppler.

Le vrai problème de sûreté associé à un tel accident est le refroidissement du cœur. Car le combustible se sera échauffé brutalement et, le caloporteur étant dépressurisé, la capacité de refroidissement du système sera beaucoup plus faible. Si aucun refroidissement supplémentaire n'intervient, il est alors probable que cet accident conduise à une fusion du cœur. Mais ces aspects sont à prendre en compte via la conception système.

A titre indicatif, on présente des simulations très grossières de ce qui serait susceptible de se passer durant les premiers instants d'un accident de dépressurisation sur le RNR-G (avec les caractéristiques du cœur Papyr) sur les Figure 173 (température), Figure 174

⁵⁷ On peut également citer les réacteurs Silene, Prospero, Caliban, à valduc, Spert 1 à 3, Treat à INL (USA).

Annexes

(puissance), dans le cas à 100%PN, et sur les Figure 175 (température) et Figure 176 (puissance) pour le cas 1%PN. On modélise alors l'insertion de réactivité sous la forme suivante, plus représentative d'une dépressurisation, avec un τ (temps nécessaire pour diviser par deux la pression nominale) de 1ms (extrêmement conservatif) et un coefficient de vidange de 1,5\$ (au lieu de 1,4\$ pour Papyr, valeur issue des validations neutroniques du 4.3.2.2) :

$$\rho_{ins}(t) = \Delta\rho_{vidange} \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{t}{\tau}} \right)$$

On constate alors qu'à pleine puissance (Figure 173 et Figure 174), on a une augmentation de puissance, mais que la prompte-criticité n'est pas atteinte. La température du point chaud combustible atteint des valeurs potentiellement dangereuses (environ 300°C en-dessous de la température de fusion du combustible), mais étant donné l'imprécision de ce modèle, on peut juste en déduire que des études plus détaillées seront nécessaires. Ainsi, en définitive, le principal problème sera que même si les températures induites par l'augmentation de puissance sont momentanément acceptables, le refroidissement étant pratiquement réduit à zéro, l'inertie du cœur risque de ne pas pouvoir emmagasiner la puissance produite avant qu'un autre refroidissement ne se mette en place. Il est donc possible que cet accident mène à la fusion du cœur.

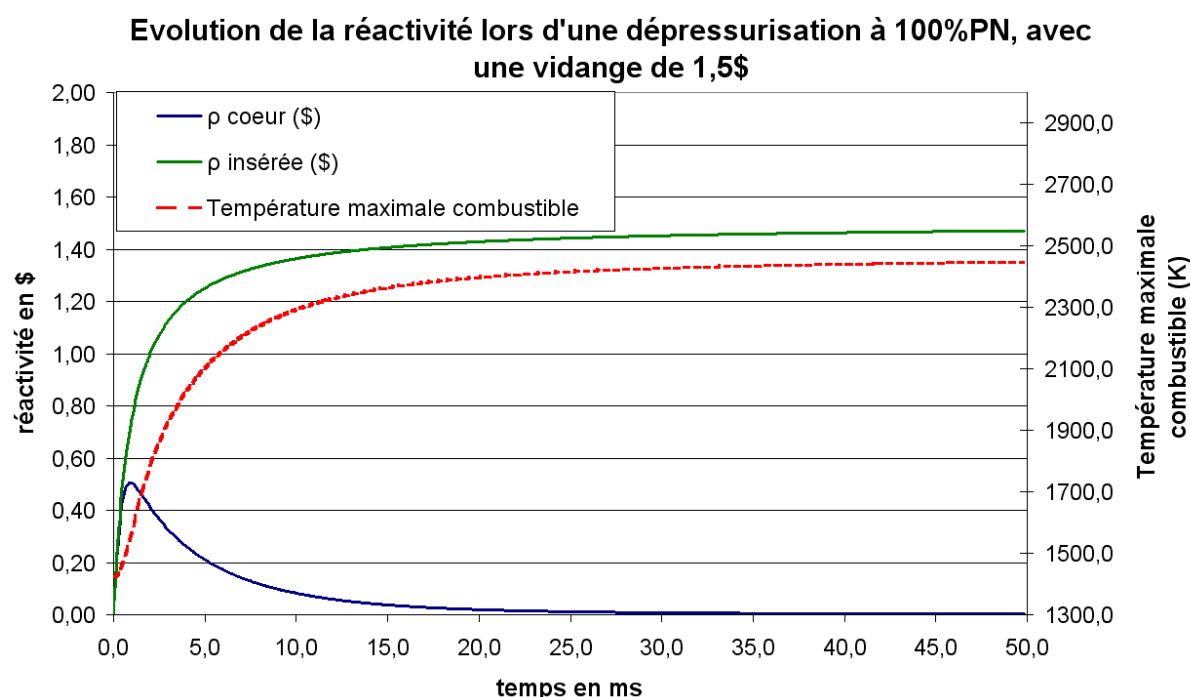


Figure 173 : Profils de réactivité et température d'une dépressurisation à 100%PN et τ 1ms

Annexes

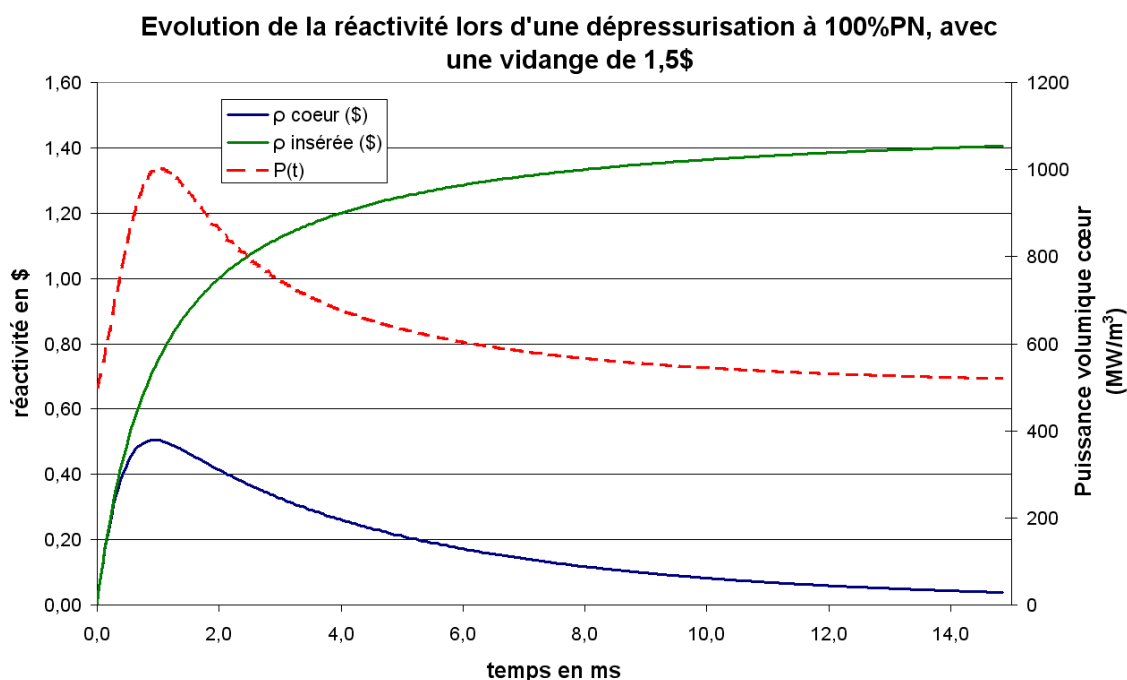


Figure 174 : Profils de réactivité et de puissance d'une dépressurisation à 100%PN et τ 1ms

A puissance réduite (Figure 175 et Figure 176 ci-dessous), malgré le flash de prompt-criticité observé à 2,5ms, on constate que la température combustible n'est pas problématique, même sur des échelles de temps de l'ordre de la dizaine de millisecondes, car l'énergie déposée peut tout à fait être stockée par l'inertie thermique du cœur. L'accident ne serait susceptible de devenir problématique, que si aucun arrêt d'urgence n'intervenait avant quelques secondes. La puissance resterait alors significative (quelques pourcents de la puissance nominale), sans refroidissement, ce qui pourrait conduire à des températures inacceptables. En cas de chute des barres, si la puissance initiale était de 1%PN, on peut vraisemblablement supposer que la puissance résiduelle sera très faible, et pourra être stockée par l'inertie du cœur.

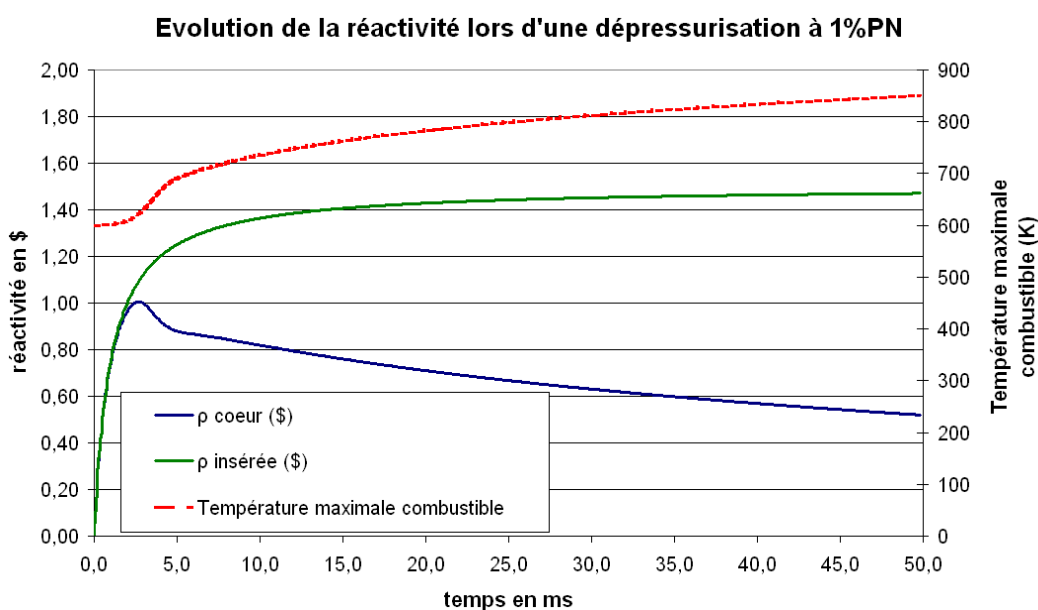


Figure 175 : Profils de réactivité et température d'une dépressurisation à 1%PN et τ 1ms

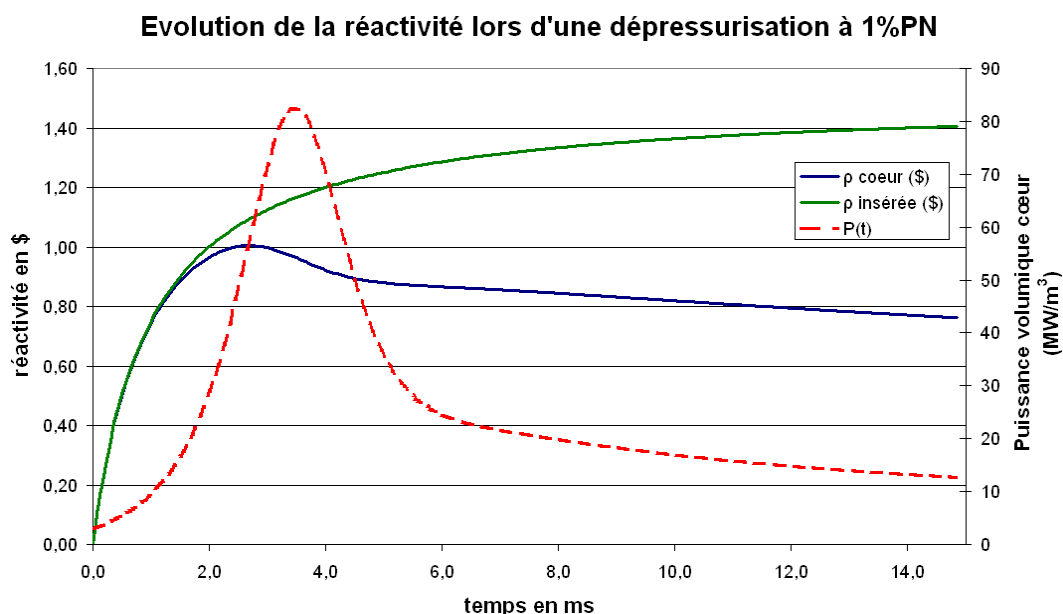


Figure 176 : Profils de réactivité et de puissance d'une dépressurisation à 1%PN et τ 1ms

On récapitule les principaux résultats de ces deux simulations dans le Tableau 49.

Coefficient de vidange = 1,5\$ $\tau = 1\text{ms}$	Prompt-criticité	Température maximale combustible ($^{\circ}\text{C}$)	Puissance maximale / Puissance initiale
1% PN	Oui	575	25
100% PN	Non	2100	3

Tableau 49 : récapitulatif des simulations de vidange cœur

10.3.3 Estimateur de sûreté représentatif d'une insertion rapide de réactivité

On a vu que la façon précédente de prendre en compte l'insertion rapide de réactivité induite par une vidange totale du cœur n'était pas pertinente. La question est alors, de quelle façon pourrait-on la considérer ? Quel estimateur de sûreté construire pour essayer de l'optimiser dans FARM ?

D'après l'analyse précédente, trois aspects apparaissent favorables pour ce type de transitoire :

- La constante doppler. Il est clair que plus elle sera élevée, plus le transitoire sera favorable, et ce pour tout type d'insertion de réactivité.
- La marge à la fusion du combustible. En effet, plus cette marge sera importante, plus le combustible pourra s'échauffer, et donc induire de l'effet doppler en toute sécurité. Par contre, dès que la température de fusion du combustible est atteinte, on entre dans la physique des

Annexes

accidents graves, et la neutronique se complique alors grandement car il faut alors tenir compte des déplacements de matière. Pour toutes les insertions de réactivité, il est donc très favorable d'avoir une grande marge à fusion pour le combustible.

- Le coefficient de vidange. Il est là aussi évident que plus la réactivité insérée sera faible, plus un accident de dépressurisation sera favorable.

Si l'on souhaitait construire un estimateur de sûreté vis-à-vis des accidents de dépressurisation, il faudrait prendre en compte ces trois aspects. Un estimateur que l'on pourrait considérer serait :

$$\Delta\rho_{insertion}^{UFLOCA} = -\Delta\rho_{vidange} - K_D \ln\left(\frac{T_{comb}^{fusion}}{T_{comb}^{nom}}\right)$$

Cet estimateur mesure alors la différence entre l'anti-réactivité doppler insérable avant fusion du combustible, et le coefficient de vidange.

Néanmoins, comme cela a été expliqué, une dépressurisation extrêmement rapide du cœur est un accident extrêmement improbable, dont on vise l'élimination pratique. Le choix a donc été fait dans FARM de ne pas considérer un estimateur spécifique pour une dépressurisation rapide très hypothétique, mais plus d'utiliser un estimateur générique pour toutes les insertions rapides de réactivités. On utilise alors un estimateur qui était déjà utilisé au CEA, la réactivité maximum insérable définie comme (ne pas oublier que $K_D < 0$) :

$$\Delta\rho_{insertion}^{UFTOP} = 1\$ - K_D \ln\left(\frac{T_{comb}^{fusion}}{T_{comb}^{nom}}\right)$$

On y retrouve alors bien l'anti-réactivité que peut fournir le doppler, auquel on ajoute 1\$. L'addition de cette constante, ne change rien au caractère discriminant de l'estimateur, mais permet une petite interprétation physique. En effet, si jamais on insérait une réactivité supérieure à cette valeur, c'est-à-dire supérieure de plus d'un dollar à l'anti-réactivité doppler, le début de la fusion du combustible serait atteint alors que l'on serait toujours prompt-critique. L'efficacité de l'effet doppler pourrait alors être retardée (à cause des chaleurs latentes), et ne pas parvenir à maîtriser la prompte-criticité comme dans les situations précédentes. Les conséquences pourraient alors être dramatiques. Cet estimateur peut donc être interprété de la façon suivante, toute insertion de réactivité en un temps court supérieur ou égal à cette valeur, conduira inévitablement à une fusion du combustible. Il est donc important de maximiser cet estimateur.

En conclusion de cette annexe, il apparaît clairement qu'en cas d'insertion brutale de réactivité, l'effet seuil sur la réactivité insérée se situe au-delà du dollar. Car soit, si le réacteur est en puissance, l'effet doppler compensera la réactivité insérée jusqu'à un certain seuil, soit si le réacteur est à basse puissance, le flash de criticité peut être sans danger. De plus l'acceptabilité d'un accident de dépressurisation rapide, n'est pas liée au fait qu'il y ait prompte-criticité ou non, mais dépend des températures combustible et de la tenue de la gaine. Seules des études complètes intégrant l'ensemble des systèmes dans des scénarios réalistes, seront capable de statuer sur la dangerosité de cet accident (ce qui est hors du cadre de cette annexe). Par conséquent, il n'y a aucune raison a priori de s'interdire d'étudier des cœurs avec des coefficients de vidange légèrement supérieurs au dollar, tels que les cœurs vanadium.

10.4 Modélisation des accidents non-protégés

Cette annexe présente un peu plus en détail le modèle utilisé pour le calcul des estimateurs de sûreté non-protégés. Le 10.4.1 présente alors le modèle en tant que tel, et 10.4.2 présente une validation très partielle qui en a été faite avec le logiciel CATHARE.

Toutefois, il faut bien garder à l'esprit que l'objectif est d'obtenir des estimateurs de sûreté, afin de comparer les cœurs, et que par conséquent ces modèles ne sont pas très précis. L'idée est bien de voir si un cœur va avoir tendance à mieux se comporter vis-à-vis d'un accident, mais en aucun cas de pouvoir prédire si un cœur passe le transitoire ou pas ; ce qui est d'ailleurs impossible à définir sans l'ensemble des systèmes de sûreté. Les transitoires étudiés ici ne sont que des scénarios fictifs simplifiés avec de nombreuses hypothèses et les valeurs de ces estimateurs ne sont pas à regarder en valeur absolue. Ils ne servent qu'à donner des indications pour orienter la conception du cœur. Des études ultérieures, impliquant l'ensemble de la conception système, seront à réaliser a posteriori pour juger du caractère problématique ou non, de ces accidents, qui rappelons-le sont extrêmement improbables.

10.4.1 *Modélisation*

Le modèle de neutronique cinétique considéré dans FARM pour les accidents non-protégés, est un modèle 0D (le cœur est représenté par un point, et l'on suppose que le profil de puissance reste constant au cours du transitoire), qui ne porte que sur l'étude des transitoires lents (voir 1.2.2.2). Ainsi, comme expliqué précédemment, pour ce type d'accident il n'est pas nécessaire d'étudier tout le transitoire (c'est-à-dire de discrétiser en temps) et la seule étude de l'état final asymptotique du cœur est suffisante. Or pour caractériser ce dernier, un simple bilan de réactivité entre l'état final et l'état initial est suffisant ; c'est l'approche qui est considérée ici.

Dans un premier temps on présente au 10.4.1.1 l'ensemble des contre-réactions modélisées dans FARM. Le 10.4.1.2 détaille les contre-réactions qui ont été négligées, et le 10.4.1.3 présente le bilan de réactivité final.

10.4.1.1 *Contre-réactions modélisées*

Le modèle de neutronique transitoire de FARM considère 5 contre-réactions élémentaires :

- **L'effet Doppler** : il s'agit d'une des contre-réactions les plus importantes, provenant principalement de l'augmentation des captures de l'uranium 238 lors d'une augmentation de la température du combustible. Cet effet est pris en compte au moyen de la constante Doppler, K_D , supposée constante pour un cœur donné. L'effet en réactivité entre un état 1 et

un état 2 est alors donné par la formule $\rho_2 - \rho_1 = K_D \ln \left(\frac{\overline{T_{comb,2}}}{\overline{T_{comb,1}}} \right)$, où ρ est la réactivité

(moyenne) du cœur et $\overline{T_{comb}}$ la température moyenne du combustible en Kelvin, soit encore

localement : $d\rho = \frac{K_D}{\overline{T_{comb}}} \cdot d\overline{T_{comb}}$. La variation de température est alors évaluée à partir du

modèle présenté au 3.3.1, en supposant que l'aiguille est alors en début de vie, car il s'agit de la situation la plus pénalisante.

La constante Doppler, quant à elle, est évaluée pour chaque cœur au moyen d'interpolations issues de calculs avec le code de neutronique ERANOS (voir 4.3.1.3).

- L'effet de dilatation axiale du combustible** : il s'agit de la contre-réaction induite par la dilatation axiale du combustible carbure (flèches en rouge sur la Figure 177). On fait ici l'hypothèse que le combustible va se dilater librement axialement, ce qui est tout à fait justifié tant qu'il n'y a pas d'interaction mécanique pastille/gaine, et que les ressorts qui maintiennent la colonne combustible sont peu raides. Cette hypothèse est donc adaptée (en négligeant l'effet des ressorts) pour les cœurs SiC joint Hélium, et toute la phase avant *IMPG* pour les cœurs Vanadium. Pour les cœurs buffer, et la fin de l'irradiation des cœurs Vanadium, la phénoménologie induite par ces dilatations va être beaucoup plus complexe et hors de portée de la modélisation considérée dans FARM. Néanmoins, on peut vraisemblablement supposer que le buffer sera suffisamment malléable pour accommoder sans contraindre les dilatations du combustible. Sinon, le carbure étant un matériau beaucoup plus « dur » que le Vanadium, on peut également considérer qu'en première approche c'est le Vanadium qui va se déplacer pour suivre les dilatations du combustible, même si dans la réalité il aura tendance à « le retenir » et l'empêcher de se dilater. On fait alors l'hypothèse afin de simplifier le modèle que pour tous les cœurs, le combustible se dilatera axialement librement. L'effet en réactivité est donc donné par la formule $d\rho = \alpha_{dilat\ comb} \cdot dT_{comb}$. Le coefficient $\alpha_{dilat\ comb}$ est lui aussi issu d'interpolations ERANOS.

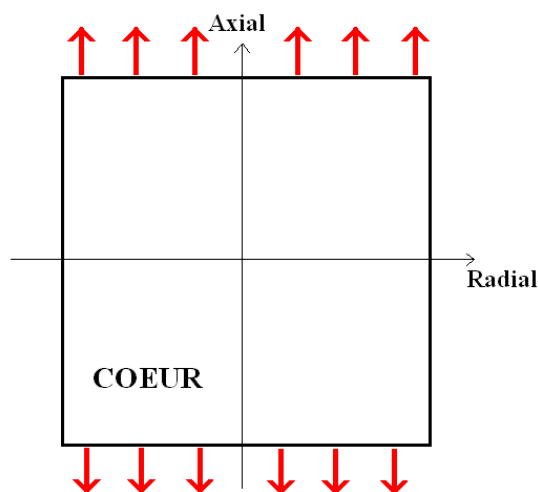


Figure 177: Dilatations axiales du combustible

- L'effet de densité Hélium** : il s'agit de prendre en compte l'effet en réactivité de la variation de la masse volumique moyenne de l'hélium dans le cœur. Cet effet est calculé à partir du coefficient de vidange, $\Delta\rho_{vidange}$, qui mesure l'insertion de réactivité lorsque l'on fait passer la pression du caloporteur, l'He, de la pression de fonctionnement nominal, 70 bars, à une pression de 1 bar, et ce à la température moyenne de fonctionnement nominal. Ce coefficient de vidange est lui aussi issu d'interpolations ERANOS. L'idée est alors de considérer que l'effet de l'hélium sur la réactivité est dû essentiellement à sa masse volumique (moyenne en ce qui nous concerne), et de supposer que cet effet est linéaire en fonction de la masse volumique. Cette démarche a été justifiée par un calcul ERANOS (voir

Annexes

Figure 178 [GAT10]), qui montre cette linéarité de l'insertion de réactivité en fonction de la masse volumique du caloporteur.

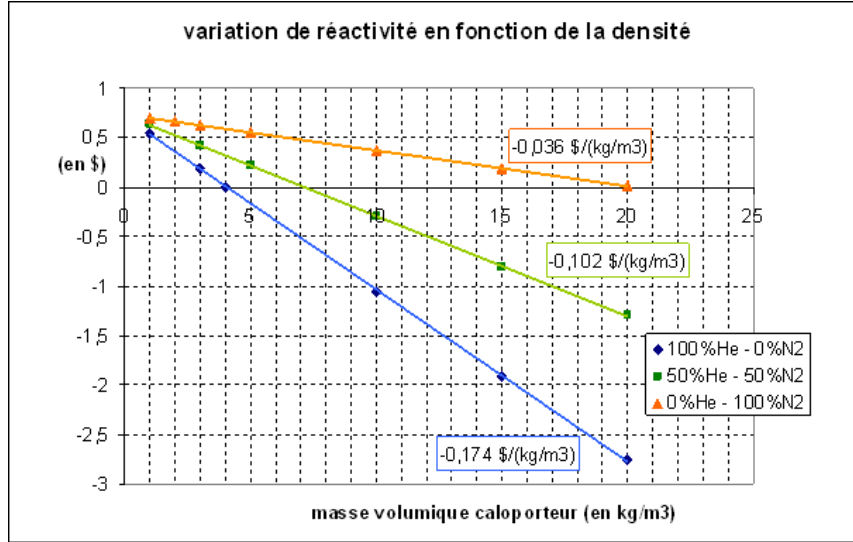


Figure 178 : Variation de la réactivité en fonction de la masse volumique du caloporteur pour différentes composition du caloporteur

Ainsi, il a été supposé que, pour un cœur donné, la grandeur $\left(\frac{d\rho}{d\rho_{vol}} \right)$ peut être prise

constante et égale à $\frac{\Delta\rho_{vidange}}{\rho_{vol}(70 \text{ bar}, \overline{T}_{He,nom}) - \rho_{vol}(1 \text{ bar}, \overline{T}_{He,nom})}$, où ρ_{vol} est la masse volumique

de l'hélium et $\overline{T}_{He,nom}$ la température moyenne de l'hélium au nominal. L'effet en réactivité peut alors s'écrire, en utilisant la loi des gaz parfaits, $d\rho = \alpha_{He} \cdot d\overline{T}_{He}$, avec

$$\alpha_{He} = - \left(\frac{d\rho}{d\rho_{vol}} \right) \times \rho_{vol}^2 \times \frac{R}{M_{He} P_{He}}.$$

- **L'effet sommier** : il s'agit de l'effet en réactivité dû à l'expansion radiale du cœur par effet de la dilatation du sommier, pièce située à la base du cœur. Cet effet s'écrit $d\rho = \alpha_{sommier} \cdot dT_{sommier}$, où le coefficient sommier $\alpha_{sommier}$ est issu d'interpolations ERANOS et est pris constant pour un cœur donné.

- **L'effet des dilatations différentielles cœur-barres-cuve** : il s'agit de l'effet en réactivité dû à l'insertion relative des barres absorbantes dans le cœur par effet des dilatations thermiques des différentes pièces constitutives de la cuve. Pour prendre en compte cet effet, il faut premièrement déterminer cet enfoncement relatif des barres dans le cœur par rapport à l'état nominal, puis, connaissant l'efficacité différentielle des barres, en déduire la réactivité insérée.

Annexes

L'enfoncement relatif des barres de commande est calculé au moyen d'un schéma d'organisation simplifiée de la cuve, établi à partir des hypothèses actuelles de conception de la cuve. Ce schéma est présenté en Figure 179.

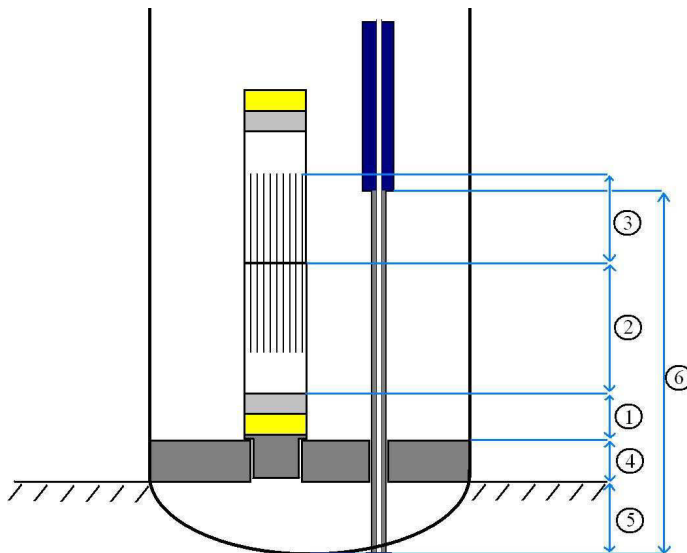


Figure 179 : Schéma d'organisation simplifiée de la cuve pour l'étude des dilatations différentielles cœur-barres-cuve

Ce schéma est constitué des pièces suivantes :

- La cuve, dont la partie inférieure est supposée hémisphérique
- Le sommier, en gris, dont la surface inférieure est supposée être la référence pour le calcul des différentes dilatations, c'est-à-dire qu'elle est considérée comme fixe.
- Un assemblage, fixé dans le sommier. Le pied de cet assemblage, en gris, est supposé se dilater librement vers le bas. La partie protection neutronique est représentée en jaune, la partie réflecteur en gris clair. La partie combustible est constituée de demi-aiguilles, et les demi-aiguilles inférieures se dilatent librement vers le bas.
- Une barre de commande : les barres de commande sont insérées par le bas de la cuve, l'extrémité inférieure étant considérée comme solidaire de la partie inférieure de la cuve. En gris, traversant le sommier et le cœur, est la tige, ou le suiveur de barre (*rod-follower*), parcourue en son centre par un canal d'hélium visant à refroidir le système. Enfin, au sommet, est représentée en bleu la partie absorbante de la barre de commande. Au nominal, on supposera que les barres de commande sont insérées dans le tiers supérieur de la partie combustible.

Le Tableau 50 récapitule les différentes caractéristiques des 6 pièces qui interviennent dans l'enfoncement relatif des barres de commande.

A partir de toutes ces données, connaissant par ailleurs les coefficients de dilatations thermiques des différents matériaux constitutifs, on va pouvoir calculer l'enfoncement relatif des barres en connaissant l'état dans lequel se trouve le réacteur. Pour ce faire, il va falloir calculer la température moyenne des différentes pièces qui interviennent dans cet enfoncement relatif.

Annexes

Numéro de la pièce	Nom de la pièce	Matériau gouvernant les dilatations thermiques	Dimensions à froid (20 °C), en m
1	Réflecteur + protection neutronique inférieurs	Acier 316	1.0
2	TH inférieur	Vanadium (hypothèse TH mixte)	Calculé par FARM selon le cœur
3	Demi-aiguille supérieure	Carbure	Calculé par FARM selon le cœur
4	Sommier	Acier 316	0.75
5	Partie hémisphérique de la cuve	Acier 316	3.6
6	Rod follower	Acier 316	Déduit du reste

Tableau 50 : caractéristiques des 6 pièces intervenant dans le calcul des dilatations différentielles cœur-barres-cuve

Ces températures sont évaluées ou calculées de la manière suivante :

- Température de la pièce n°1 : prise égale à la température d'entrée cœur, T_{in} , connue.
- Température de la pièce n°2 : prise égale à la température moyenne du caloporteur dans la partie inférieure du cœur. Cette température est évaluée à partir d'une formule analytique simple établie à partir de la formule donnant la température du caloporteur sous une forme sinusoïdale en fonction de la côte: $T_{He}(z) = \frac{T_{in} + T_{out}}{2} + \frac{T_{out} - T_{in}}{2 \sin\left(\frac{\pi \varepsilon}{2}\right)} \sin\left(\pi \varepsilon \frac{z}{H}\right)$, avec $z \in [-H/2, H/2]$, où H est la hauteur fissile.
- Température de la pièce n°3 : cette température est calculée à l'aide du modèle thermique présenté au 3.3.1 avec l'hypothèse que l'accident a lieu en début de vie.
- Température de la pièce n°4 : prise égale à T_{in} .
- Température de la pièce n°5 : prise égale à T_{in} .
- Température de la pièce n°6 : cette température est évaluée, grossièrement, à $T_{in} + 60$ (valeur issue d'études précédentes).

On va ainsi pouvoir calculer la dilatation des différentes pièces, δL_i pour la pièce n°1, et l'enfoncement relatif des barres s'écrira alors :

$$\delta L_{\text{enfoncement}} = \delta L_1 + \delta L_2 + \delta L_3 + \delta L_4 + \delta L_5 - \delta L_6$$

Connaissant maintenant l'enfoncement relatif des barres dans le cœur, il va falloir évaluer l'efficacité de ces barres absorbantes, donnée par la courbe en S représentant l'insertion totale de réactivité en fonction de l'enfoncement des barres, ou bien sous sa forme différentielle, la réactivité insérée par centimètre d'enfoncement, en fonction de la côte à laquelle on se place. La seule courbe en S connue est celle du cœur de référence, présentée en Figure 180. Pour tenter d'adapter cette courbe d'efficacité des barres de

Annexes

commande aux différents cœurs étudiés avec FARM, cette courbe d'efficacité a été calibrée sur le flux neutronique moyen de chacun des cœurs étudiés (si un cœur présente un flux neutronique deux fois plus intense que le cœur de référence, on suppose que les barres seront deux fois plus efficaces).

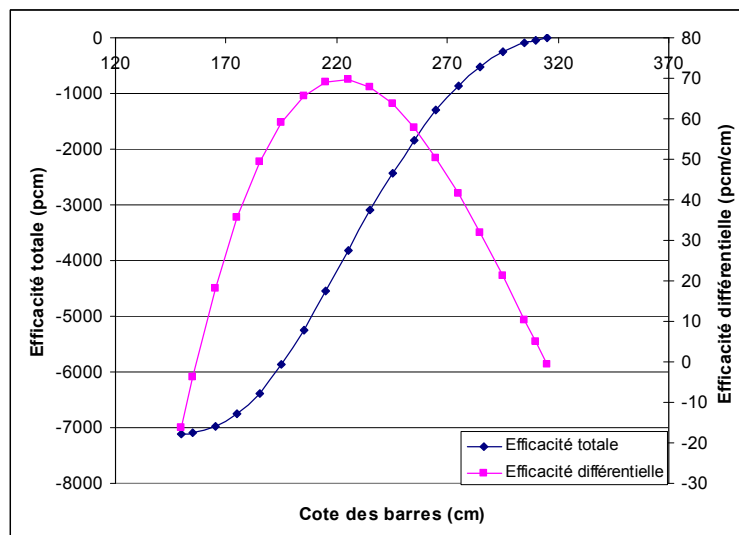


Figure 180 : Efficacité des barres de commande (ou courbe en S) du cœur de référence

On peut remarquer ces contre-réactions font alors appel à des profils de température en début de vie (ce qui est le plus pénalisant du point de vue thermique moyenne aiguille), et des coefficients neutroniques fin de vie (voir 4.3.1.3), également conservatifs. La modélisation de ces accidents ne correspond alors pas vraiment à un accident réel à un instant donné du cœur, mais à une situation théorique conservative.

Avec tout ceci, on peut alors calculer la réactivité introduite par effet des dilatations différentielles cœur-barres-cuve lors d'un transitoire, que l'on notera $\Delta\rho_{dilat\ diff}$ ou $\delta\rho_{dilat\ diff}$, selon que l'on considère une transformation intégrale ou différentielle.

10.4.1.2 Contre-réactions négligées dans la modélisation

Certaines contre-réactions « classiques » ont été négligées dans la modélisation précédente. On peut essayer de signaler les plus importantes et la raison pour laquelle elles n'ont pas été prises en compte.

- **Dilatations axiales/radiales des gaines** : ces contre-réactions ont été évincées de la modélisation par simple extrapolation du cas connu, celui du cœur de référence dont les coefficients de contre-réactions sont présentés dans le Tableau 51. On constate ainsi que pour ce cœur, les coefficients de dilatations axiales et radiales des gaines apparaissent comme négligeables (à notre niveau de modélisation) par rapport à d'autres contre-réactions que nous prenons en compte, étant d'un facteur 10 ou 100 inférieurs à ces dernières.
- **Dilatations axiales/radiales des TH** : négligées pour la même raison.

- **Effet plaquette** : il s'agit de l'effet en réactivité dû au gerbage du cœur. Cet effet est généralement faible par rapport aux autres contre-réactions, et difficile à calculer. De plus, ce coefficient n'a pas été calculé pour des RNR-gaz. Il a été en revanche calculé pour des RNR-Na, et l'on a constaté que pour ces cœurs, ce coefficient était négligeable à notre niveau de modélisation. Cet effet sera donc négligé dans notre modélisation des contre-réactions neutroniques.

Coefficients de contre-réactions – Cœur de référence	
Effet	Coefficient
Dilatation axiale / radiale des TH (pcm/°C)	0.0065 / 0.003
Dilatation axiale / radiale des gaines (pcm/°C)	0.0321 / 0.0035
Dilatation du combustible (libre) (pcm/°C)	-0.213
Constante Doppler à 990°C	-7.26×10^{-3}
Dilatation du sommier (acier SS316) (pcm/°C)	-0.668

Tableau 51: Coefficients de contre-réactions du cœur de référence

10.4.1.3 Bilan de réactivité lors d'un transitoire

A partir des contre-réactions présentées ci-dessus, et dont nous avons esquissé la méthode de calcul, on peut établir simplement une équation de bilan de réactivité lors d'un transitoire.

- **Bilan de réactivité différentiel** : lors d'une transformation infinitésimale, le bilan de réactivité s'écrit :

$$d\rho = \frac{K_D}{\overline{T}_{comb} + 273} d\overline{T}_{comb} + \alpha_{He} d\overline{T}_{He} + \alpha_{sommier} dT_{sommier} + \alpha_{dilatcomb} d\overline{T}_{comb} + \delta\rho_{dilatdiff} + \delta\rho_{ext}$$

- **Bilan de réactivité intégral** : en intégrant l'équation précédent entre un état initial, noté 1, et un état final, noté 2, on peut écrire le bilan intégral de réactivité de la manière suivante :

$$\rho_2 - \rho_1 = K_D \ln \left(\frac{\overline{T}_{comb,2} + 273}{\overline{T}_{comb,1} + 273} \right) + \alpha_{sommier} (T_{som,2} - T_{som,1}) + \alpha_{dilatcomb} (\overline{T}_{comb,2} - \overline{T}_{comb,1}) + \Delta\rho_{He} + \Delta\rho_{dilatdiff} + \Delta\rho_{ext}$$

Connaissant les états 1 et 2, on peut, comme précédemment, calculer ce bilan de réactivité, où $\Delta\rho_{ext}$ représente l'insertion extérieure de réactivité.

Dans le cas des accidents non-protégés, on cherche à déterminer l'état final asymptotique du cœur, en connaissant l'état initial. Ces deux états sont par définition stables, c'est-à-dire que leur réactivité est nulle. L'équation qui va alors caractériser l'état final est alors :

$$K_D \ln \left(\frac{\overline{T_{comb,2}} + 273}{\overline{T_{comb,1}} + 273} \right) + \alpha_{sommier} (T_{som,2} - T_{som,1}) + \alpha_{dilat comb} (\overline{T_{comb,2}} - \overline{T_{comb,1}}) + \Delta\rho_{He} + \Delta\rho_{dilat diff} + \Delta\rho_{ext} = 0$$

Par contre, il a appa  t alors clairement que cette équation est une équation implicite. Il est donc nécessaire de faire converger le calcul de cet état asymptotique. Avec les hypothèses considéré (voir Tableau 1 page 50) pour chaque transitoire on peut ramener la caractérisation de l'état final au fait de déterminer un paramètre (la puissance du cœur, ou l'échauffement du caloporteur). On effectue alors une convergence sur ce paramètre en utilisant un algorithme de newton, pour résoudre l'équation implicite. On observe alors que l'algorithme converge toujours en moins de 3 itérations, ce qui implique tout de même la réalisation d'un certain nombre de calculs supplémentaires (notamment des calculs thermiques) qui augmentent significativement le temps de calcul d'un cœur.

En conclusion, le modèle de neutronique des accidents non-protégés de FARM, est un modèle simplifié qui résout directement le bilan de réactivité du cœur en prenant en compte les principaux effets neutroniques. Il va donc permettre de comparer le comportement des différents cœurs vis-à-vis de ces accidents.

10.4.2 Comparaison avec CATHARE

Afin de valider, au moins partiellement, les calculs d'accidents non-protégés de FARM, on a modélisé sous CATHARE plusieurs cœurs SiC joint Hélium issu des optimisations, sur lesquels on a simulé les 3 transitoires lents considérés ULOHS, ULOF et USTOP.

On ne détaille pas ici la modélisation CATHARE de ces différents cœurs, mais on signale juste brièvement quelques points importants ; Tout d'abord, le modèle neutronique utilisé dans CATHARE était alors exactement le même que celui de FARM, en prenant en compte les mêmes contre-réactions, et les mêmes coefficients issus des interpolations. Les hypothèses des scénarios d'accidents étaient également les mêmes. Ensuite, il y a des différences de modélisation significatives entre FARM et CATHARE concernant la modélisation thermique et thermo-hydraulique. En effet, CATHARE (  tant un logiciel de thermo-hydraulique) représente beaucoup mieux les écoulements d'hélium que la description très simplifiée qui en est faite dans FARM. Par contre la modélisation CATHARE représente moins bien la thermique du jeu pastille/gaine que FARM (coefficient d'échange supposé constant dans toute la hauteur de l'aiguille et au cours du transitoire). Ces deux différences de modélisation induisent donc des écarts dans les résultats sans permettre de savoir quel calcul est le plus réaliste. C'est pourquoi l'objectif de cette comparaison est de vérifier tout d'abord que ces résultats sont cohérents. Puis, que les estimateurs de s  r  t   sont bien discriminants ; c'est-à-dire que lorsqu'un cœur est sens   se comporter mieux qu'un autre cœur vis-à-vis d'un accident dans FARM, on vérifie que le calcul CATHARE confirme cette amélioration.

Tout d'abord, afin de vérifier le premier point, on présente dans le Tableau 52 une comparaison de la principale grandeur caractéristique de l'état asymptotique du transitoire obtenue avec FARM et CATHARE pour le cœur de référence. On constate alors que les deux calculs sont relativement cohérents, même s'il y a des écarts significatifs. En effet, les deux modèles différents conduisent à des écarts de l'ordre de 150  C pour un même scénario. Les scénarios simulés étant eux-mêmes simplifiés par rapport à une situation réelle, il est alors clair que ces estimateurs ne peuvent pas être utilisés en valeur absolue.

Annexes

Accident	Grandeur caractéristique de l'état asymptotique	FARM	CATHARE
ULOF	Puissance finale (%PN)	9,4%	10,0%
	Température point chaud gaine (°C)	1392	1523
ULOHS	Température d'étouffement (°C)	842	965
USTOP	Puissance finale (%PN)	181%	155%
	Température point chaud gaine (°C)	1464	1347

Tableau 52: Comparaison FARM/CATHARE pour les accidents non-protégés du cœur de référence

On compare ensuite dans le Tableau 53 pour trois cœurs SiC joint He différents, les gains vis-à-vis de chaque estimateur par rapport au cœur de référence, obtenus avec FARM et avec CATHARE. Là aussi des écarts significatifs sont à noter, mais on remarque bien que les variations sont cohérentes et à peu près du même ordre.

	FARM			CATHARE		
Estimateurs\Cœurs	<i>Médor</i>	<i>Mickey (ancienne version)</i>	<i>Oui Oui</i>	<i>Médor</i>	<i>Mickey (ancienne version)</i>	<i>Oui Oui</i>
<i>ULOF (Point chaud gaine)</i>	- 38°C	+ 31°C	- 208°C	- 19°C	+ 12°C	- 280°C
<i>ULOHS (Température d'étouffement)</i>	+ 10°C	+ 15°C	-83 °C	+ 24°C	+ 3°C	- 128°C
<i>USTOP (Point chaud gaine)</i>	- 69°C	- 63°C	- 189°C	- 62°C	- 41°C	- 200°C

Tableau 53: Gain par rapport au cœur de référence pour les différents estimateurs de sûreté non-protégés calculé par FARM et CATHARE

Ces estimateurs de sûreté remplissent alors leur rôle, puisqu'ils sont capables de prédire qu'un cœur se comportera mieux qu'un autre, même si les valeurs obtenues restent assez imprécises.

Ces calculs CATHARE ont également permis de confirmer que les ULOF, ULOHS et USTOP, sous certaines hypothèses présentées au 1.2.2.2, étaient bien des transitoires lents.

10.5 Modèle de masse assemblage

Les vecteurs Pu2016, Pu2035, ainsi que le vecteur Pu à l'équilibre en début Parmi les contraintes d'optimisation considérées dans FARM (voir 2.1.3.3), une contrainte sur la masse de l'assemblage est prise en compte, pour des raisons de manutention. Il est donc nécessaire de pouvoir estimer la masse d'un assemblage.

La masse d'un assemblage se décompose alors comme la somme suivante :

$$m_{\text{assemblage}} = m_{\text{combustible}} + m_{\text{gaine}} + m_{\text{TH}} + m_{\text{grilles+structures}} + m_{\text{tête/pied}}$$

La masse du combustible s'estime facilement à partir de la masse volumique du combustible, du nombre d'aiguille et des dimensions de l'aiguille. De même pour la masse de gaine, et de TH, puisque leurs géométries sont modélisées dans FARM.

Cependant, les grilles et les structures de maintien des aiguilles n'étant pas modélisées, on suppose leur masse fixe à 10 Kg (en cohérence avec les études précédentes).

De même la composition et la géométrie des têtes et pieds d'assemblage n'étant pas modélisées dans FARM, leur masse ne peut être estimée précisément. On va donc considérer que leur masse sera celle d'une image de cœur pour lequel elles avaient fait l'objet d'études spécifiques (le cœur dit « F »), ajusté par un coefficient qui dépend du carré de l'entre-plat externe de l'assemblage (voir Figure 181 pour la définition d'un entre-plat externe).

$$m_{\text{tête/pied}} = m_{\text{tête/pied}}^{\text{cœurF}} \left(\frac{e_{\text{externe}}}{e_{\text{cœurF}}^{\text{cœurF}}} \right)^2$$

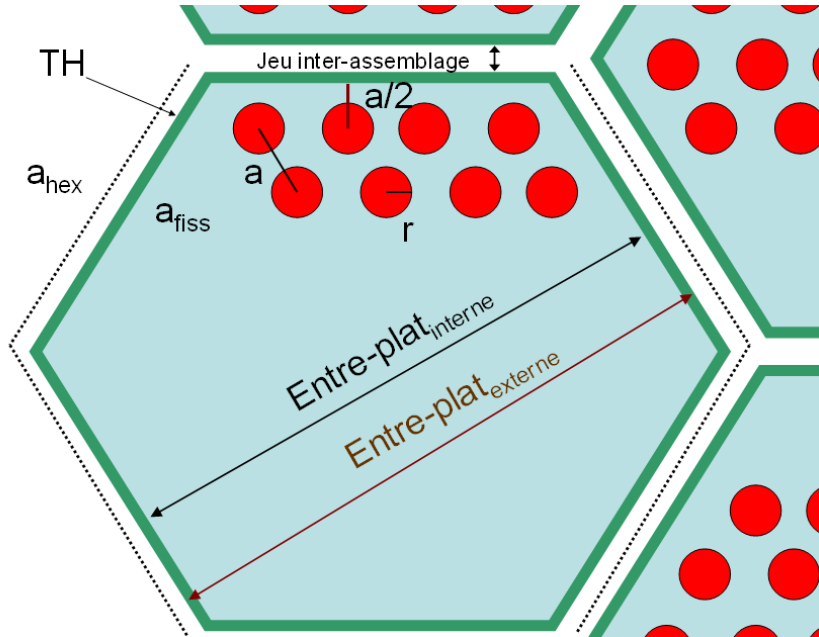


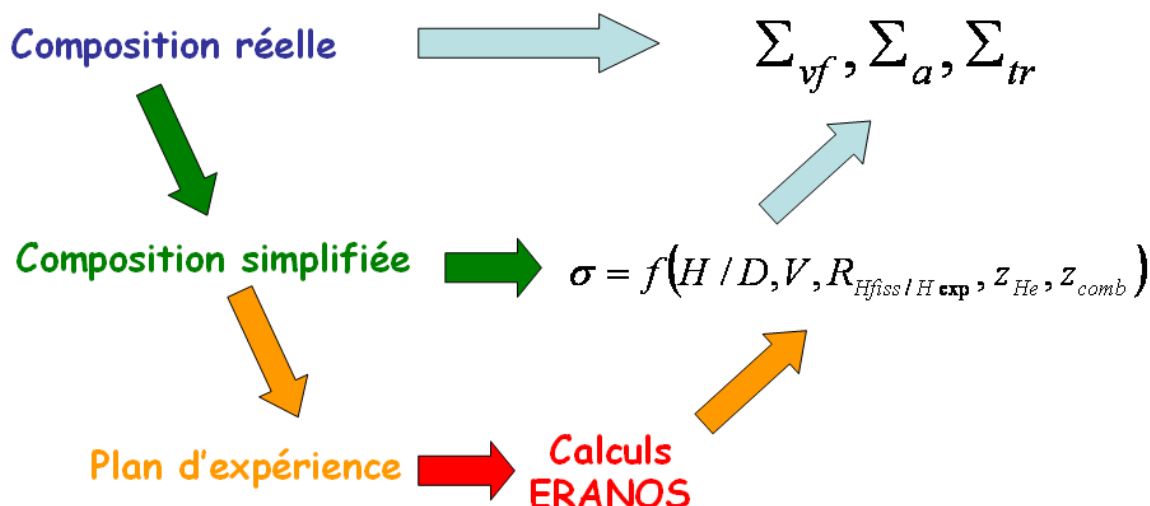
Figure 181 : Schéma explicatif d'un entre-plat externe

Annexes

En effet, on a effectué ce recalage à partir du carré de l'entre-plat, car tout d'abord l'entre-plat est une grandeur parfaitement représentative de la dimension radiale d'un assemblage. Ensuite, la hauteur des têtes et pieds d'assemblage, étant supposée fixe dans FARM, seule la dimension radiale des têtes et pied d'assemblage va évoluer. Leur masse étant liée au volume, (et donc à hauteur fixée à la surface), c'est bien le carré de l'entre-plat qui va être le recalage le plus approprié

10.6 Modèle de composition simplifiée

On présente dans cette annexe les deux modèles de composition simplifiés (pour le cas SiC et le cas Vanadium), utilisés dans le modèle neutronique pour évaluer les sections efficaces (voir 4.2.1.1). On recopie ci-dessous la Figure 111, p211 qui résume bien l'utilisation qui est faite de ces modèles.



Une petite étude paramétrique a montré que le paramètre le plus influent sur le spectre neutronique est avant tout, la fraction de combustible z_{comb} . Ce paramètre sera donc une des variables utilisées pour faire varier la composition du cœur.

Dans le cas du SiC, si le second paramètre le plus influent sur le spectre est ensuite la fraction de gaine, elle ne permet cependant pas vraiment de pouvoir ensuite évaluer de façon représentative les autres fractions volumiques (gap, liner). Ainsi, le second paramètre considéré est $z_{He}^{réseau}$ la fraction de caloporteur dans le réseau d'aiguille. Cette grandeur est également la fraction de caloporteur apparente, z_{He}^{app} . En effet, dans FARM, on appelle une fraction volumique « apparente » les fractions volumiques obtenues uniquement au niveau du réseau d'aiguille. Par opposition aux fractions volumiques réelles en cœur, qui elles doivent prendre en compte le fait qu'il y a des TH et un jeu inter-assemblage.

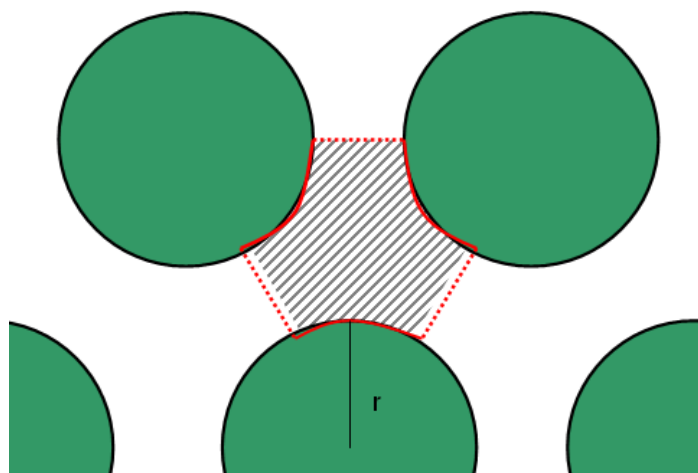


Figure 182 : Schéma d'un réseau d'aiguille

Annexes

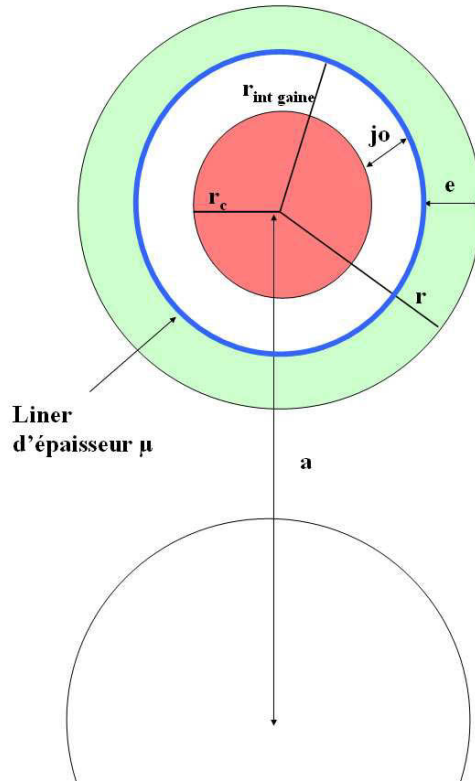


Figure 183 : Schéma de composition d'une aiguille

Pour un réseau d'aiguille hexagonal (voir Figure 183 et Figure 182), on montre alors les relations suivantes :

$$r = \frac{e_{gaine}}{1 - \left(1 + \frac{j_0}{r_c}\right) \sqrt{\frac{z_{comb}^{app}}{1 - z_{He}^{app}}}} \quad a = r \sqrt{\frac{2\pi}{\sqrt{3}(1 - z_{He}^{app})}}$$

Où z_{He}^{app} et z_{comb}^{app} sont les fractions volumiques apparentes (dans le réseau d'aiguille uniquement), r le rayon de la gaine et a le pas du réseau d'aiguille.

Dans le cas des gaines SiC, l'épaisseur de la gaine est supposée constante (voir 3.1.1). De plus, afin de simplifier encore un peu la composition, on va considérer que le facteur $\frac{j_0}{r_c}$ est constant à 3,3% (correspondant à un gonflement volumique de 2%/at% et un burn-up de 5 at%, représentatif des conditions réelles : $0.02 \cdot 5/3$). Cette hypothèse est à peu près vérifiée pour les cœurs SiC à joint Hélium, mais l'est beaucoup moins dans les cas des cœurs buffer qui ont des jeux pastille/gaine bien plus élevés (voir 6.2). Néanmoins, l'impact neutronique de l'hélium contenu dans le gap est très faible.

Ainsi, sous ces hypothèses, à partir des fractions apparentes de combustible et de caloporteur on peut en déduire le rayon de l'aiguille et le pas du réseau. L'épaisseur de la

Annexes

gaine et du liner, ainsi que le rapport $\frac{j_0}{r_c}$ étant supposés constants, on peut alors en déduire toutes les dimensions du réseau d'aiguille.

Seulement, l'on a alors accès qu'aux fractions volumiques apparentes. La prise en compte rigoureuse des TH et du jeu inter-assemblage nécessiterait alors l'introduction d'autres paramètres. Cependant, on va considérer ici, une hypothèse forte qui est que la fraction volumique associée aux TH, et au jeu inter-assemblage, dite fraction de structures z_{STR} est constante fixée à 6% du volume du cœur (valeur du cœur de référence). On suppose également (hypothèse forte là aussi) que cette fraction est constitué de 50% de SiC, et 50% d'hélium (représentatif d'un TH « massif SiC », voir 2.1.1. Le cas d'un TH mixte Vanadium SiC n'a pas été étudié pour les cœurs gainés SiC.). Pour obtenir des compositions représentatives, afin de déterminer le spectre neutronique du cœur, cette première approche certes très simplifiée est acceptable.

On déduit alors les fractions volumiques réelles de la façon suivante :

$$z_{comb}^{réel} = z_{comb}^{app} (1 - z_{STR})$$

$$z_{SiC}^{réel} = z_{SiCgaine}^{app} (1 - z_{STR}) + \frac{z_{STR}}{2}$$

$$z_{Hecalopporteur}^{réel} = z_{Hecalopporteur}^{app} (1 - z_{STR}) + \frac{z_{STR}}{2}$$

$$z_{gap}^{réel} = z_{gap}^{app} (1 - z_{STR})$$

Ainsi, à partir de deux variables, on peut estimer une composition de cœur représentative d'un cœur réel (avec une certaine fraction de liner, et de gap, de structures), qui conserve de façon exacte la fraction de combustible (paramètre le plus influant) (flèches vertes sur la Figure 111). Cette composition représentative permettra alors de déterminer le spectre du cœur, et les sections efficaces à un groupe associées. Puis, à partir des compositions détaillées du cœur, issues du modèle FARM, et de ces sections efficaces l'on pourra rechercher le volume critique du cœur comme expliqué au 4.1.3.

Pour les cœurs utilisant un buffer, on utilise les mêmes variables pour la « composition représentative », c'est-à-dire que l'impact du SiC contenu dans le buffer sur le spectre est négligé, ce qui est tout à fait acceptable étant donné le peu de matière en jeu. Par contre, on prend bien en compte son impact sur les sections efficaces macroscopiques, ainsi que celui de l'hélium initialement contenu dans le gap dans le calcul des sections macroscopiques (flèches bleue sur la Figure 111).

Dans le cas des cœurs gainés vanadium, on utilise une approche similaire, mais en prenant en compte un plus grand nombre de paramètre. En effet, dans FARM on étudie des gaines vanadium avec des épaisseurs variables, ce qui empêche de conserver l'approche précédente et impose d'ajouter un paramètre supplémentaire. De plus, on considère dans le cas vanadium deux types de TH, le massif SiC et le TH mixte (voir 2.1.1), ce qui impose d'avoir en même temps du SiC et du Vanadium dans le cœur. Il y a alors forcément une

Annexes

fraction volumique supplémentaire pour bien représenter la fraction de SiC. Au total il y a donc 4 paramètres pour représenter les fractions volumiques du cœur qui sont :

- La fraction de combustible dans le cœur : z_{comb}
- La fraction de gaine : z_{gaine}
- La fraction de *TH* dans le réseau d'aiguille : z_{TH} en faisant l'hypothèse que ce *TH* est composé de (50% de SiC, 30% de V et 20% de caloporteur, cas représentatif d'un *TH* mixte)
- La fraction de gap : z_{gap}

Toutes les fractions volumiques sont alors représentées à l'exception du caloporteur qui s'en déduit. Cette modélisation, n'utilise alors aucune représentation de l'aiguille combustible, et il n'y a alors pas de nuance entre les fractions apparentes et les fractions réelles ; on utilise directement les fractions réelles.

Cette modélisation a cependant l'inconvénient de ne pas modéliser la fraction de liner (on rappelle que pour modéliser l'impact neutronique d'un éventuel liner, ou d'une modification de l'alliage de Vanadium, on prend en compte un liner de W/Re identique à celui des cœurs SiC). Mais si la fraction de liner sera peut-être significative sur la réactivité, elle n'aura que très peu d'impact sur le spectre, il n'est donc pas nécessaire de la prendre en compte.

Dans le cas de cœurs avec un TH massif SiC, il suffit alors d'ajuster les paramètres pour retomber sur les bonnes fractions volumiques. C'est-à-dire, comme les interpolations de sections efficaces sont réalisées avec l'hypothèse que la fraction de TH est constituée de (50% de SiC, 30% de V et 20% de caloporteur), et que l'on souhaite modéliser un TH fait uniquement de 100% de SiC, il faut ajuster les fractions volumiques qui sont utilisées dans l'interpolation. L'interpolation utilisera alors des fractions volumiques « fausses » (au sens où la fraction de TH ne représente pas vraiment la fraction de TH), mais qui permettent de représenter exactement la composition atomique d'un cœur utilisant un TH massif SiC. Ainsi, en notant * les fractions volumiques ajustées, on pose :

$$z_{TH}^* = 2z_{TH}$$

$$z_{gaine}^* = z_{gaine} - 0.6z_{TH}$$

Ainsi, le fait de doubler la fraction de TH, revient donc bien à doubler la fraction de TH et donc à considérer que le TH est fait de 50%*2=100% de SiC. Toutefois, cela revient également à ajouter 2*30%=60% de la fraction du TH de vanadium en trop dans le milieu (le 30% provient de la fraction de Vanadium qui est contenue dans le TH dans le cas d'un TH mixte). On les retire donc en posant que la fraction de gaine (c'est-à-dire de vanadium) est également à la fraction de gaine, -60% de la fraction volumique du TH. La fraction de caloporteur se déduisant des autres, elle s'ajuste automatiquement.

10.7 Validation du modèle de vecteur Pu à l'équilibre

On présente dans cette annexe une validation du modèle de calcul du vecteur Pu à l'équilibre présenté au 4.2.2.

Afin de le valider, 6 calculs ERANOS, en géométrie RZ homogène, avec un multi-recyclage ont été réalisés sur le cœur de référence, et les cœurs Mélanie et Roméo. Ces trois cœurs ont été choisis car ils sont proches de l'isogénération (GR cycle compris entre -5% et 2%). Sur ces 6 calculs on a fait varier la durée de refroidissement et re-fabrication du combustible ainsi que le vecteur Pu de rechargement pour les cœurs sous-générateurs.

On présente tout d'abord les caractéristiques de chaque cœur influant sur le vecteur Pu à l'équilibre dans le Tableau 54. Pour Mélanie et le cœur de référence on donne deux configurations pour lesquelles le cœur a été calculé. Pour chaque cœur, les sections efficaces sont récupérées des calculs ERANOS en milieu d'irradiation à l'équilibre. On ne teste donc pas ici la validité de l'hypothèse de considérer les sections efficaces issues des interpolations FARM plutôt que celles du cycle à l'équilibre, mais on vérifie cependant la validité de considérer des sections efficaces moyennées entre les deux zones d'enrichissement. Tous les calculs sont réalisés avec l'hypothèse d'un uranium naturel enrichi à 0.25 % en U235 (isotopique), sur 15 cycles minimum.

Cœurs étudiés	Référence mars-2009	Mélanie	Roméo
Tirr (ans)	3.95	4.67	6.266
Tref (ans)	3 / 7	7 / 3	7
Φ (*10 ¹⁹ n/s/m ²)	1.62	1.29	1.07
Pu239/U238(0) (%)	12.88 / 11.46	13.12 / 12.91	14.78

Tableau 54 : Caractéristiques influant sur le vecteur Pu à l'équilibre du cœur de référence et de Mélanie et Roméo

Pour chaque calcul on a effectué une recherche d'enrichissement de sorte que la réactivité soit de 3000 pcm en milieu d'irradiation. Les teneurs de $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ variaient donc d'un calcul à l'autre et étaient ajustés à partir des résultats ERANOS.

Tout d'abord, on présente les résultats du cœur de référence et de Mélanie, dans des conditions réalistes, c'est-à-dire avec un apport de Pu pour compenser la faible sous-génération du cycle. Le Pu nourricier est supposé être du Pu2016 dont la composition est donnée en Annexe 10.2. Concernant le Pu239, l'apport de matière va donc permettre d'atteindre le rapport $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$ requis. Mais comme le vecteur Pu2016 contient également tous les autres isotopes du vecteur, cela va impliquer un apport de Pu238, Pu240, Pu241, Pu242 et Am241, ainsi que de Np237 via le multi-recyclage et va avoir un impact très important sur le vecteur Pu final (même pour de faibles sous-génération). Tous ces apports sont donc quantifiés à l'aide des calculs ERANOS et injectés dans le calcul du vecteur Pu d'équilibre avec le formalisme des ajouts présentés précédemment. Sur ces calculs, la durée

Annexes

de refroidissement du cœur de référence était prise de 3 ans, et celle de Mélanie de 7 ans. Les résultats sont présentés dans les Tableau 55 et Tableau 56. Les vecteurs Pu affichés sont les vecteurs Pu massiques en début d'irradiation.

Référence mars-2009	ERANOS (%)	FARM (%)	Ecart Relatif (%)
Pu238	1.9	1.7	12.2
Pu239	56.6	58.0	2.4
Pu240	33.2	32.2	3.2
Pu241	3.1	3.1	0.6
Pu242	2.3	2.3	0.6
Am241	2.8	2.7	2.4

Tableau 55 : Vecteurs Pu massiques du cœur de référence, avec apport de Pu2016, comparaison FARM/ERANOS

Mélanie	ERANOS (%)	FARM (%)	Ecart Relatif (%)
Pu238	2.7	2.7	0.4
Pu239	52.1	52.9	1.6
Pu240	34.7	33.9	2.5
Pu241	2.6	2.5	1.0
Pu242	3.6	3.6	0.4
Am241	4.3	4.4	1.3

Tableau 56 : Vecteurs Pu massiques du cœur Mélanie, avec apport de Pu2016, comparaison FARM/ERANOS

On remarque que l'accord entre FARM et ERANOS est tout à fait satisfaisant, puisque les teneurs estimées sont toujours bonnes à 3.5% relatif près. A l'exception du Pu238 dans le cas du cœur de référence. Ce qui était tout à fait prévisible dans la mesure où la méthode de calcul du Pu238 a été recalée pour des durées de cycle de l'ordre de 10 ans. Dans ce cas, la durée de refroidissement ayant été prise à 3 ans, avec une irradiation de 4 ans, on obtient une durée de cycle de 7 ans qui sort du cadre de validité de ce recalage. Cependant, cette erreur qui n'implique une variation que de 0.2 % en absolu sur la teneur en Pu238 du vecteur Pu est tout à fait acceptable. Surtout si on la compare aux 0.7 % absolus d'écart sur le Pu239.

On peut également noter que ces deux vecteurs Pu sont très différents et que l'estimation du vecteur Pu réalisée par FARM les retrouve très bien.

Annexes

Dans les comparaisons suivantes, on a cherché à éliminer l'impact sur le vecteur Pu d'équilibre des ajouts de Pu2016. Dans les calculs ERANOS, on a donc remplacé le vecteur Pu2016 par du Pu239 pur. Ainsi, les recharges de Pu dues à la faible sous-génération ne modifieront que la teneur en Pu239, laquelle est considérée comme une entrée du modèle FARM (via le rapport $\frac{N_{Pu239}(0)}{N_{U238}(0)}$) et sera donc parfaitement prise en compte, mais ne modifieront en rien les teneurs des autres isotopes. Cependant, afin de faire une comparaison dans les mêmes conditions, on quantifiera toujours les apports ou retraits éventuels des différents isotopes à l'aide d'ERANOS avant de calculer le vecteur Pu d'équilibre avec FARM. Ces derniers sont alors beaucoup plus faibles (inférieurs à 1% de la masse en cœur, et la plupart du temps aux environs de 0.2%) mais subsistent, probablement dus au fait que même au bout de 15 cycles, le vecteur Pu n'a pas encore totalement atteint l'équilibre, ou à des pertes en retraitement ou excédents éventuels.

On présente alors dans les Tableau 57, Tableau 58, Tableau 59 et Tableau 60 les résultats pour les trois cœurs, avec une sensibilité au temps de refroidissement.

Référence mars-2009 Tref=7	ERANOS (%)	FARM (%)	Ecart Relatif (%)
Pu238	2.3	2.3	1.3
Pu239	53.9	54.8	1.9
Pu240	34.1	33.2	3.0
Pu241	2.5	2.5	0.2
Pu242	3.2	3.3	0.2
Am241	3.9	4.0	0.1

Tableau 57 : Vecteurs Pu massiques du cœur de référence, avec apport de Pu239 et Tref=7, comparaison FARM/ERANOS

Mélanie Tref=7	ERANOS (%)	FARM (%)	Ecart Relatif (%)
Pu238	2.4	2.4	0.3
Pu239	55.2	55.8	1.5
Pu240	33.4	32.7	2.3
Pu241	2.3	2.3	2.3
Pu242	2.6	2.6	1.1
Am241	4.0	4.1	1.2

Tableau 58 : Vecteurs Pu massiques du cœur Mélanie, avec apport de Pu239 et Tref=7, comparaison FARM/ERANOS

Annexes

Mélanie Tref=3	ERANOS (%)	FARM (%)	Ecart Relatif (%)
Pu238	2.2	2.0	7.4
Pu239	55.1	56.0	1.9
Pu240	33.6	33.0	2.1
Pu241	3.1	3.1	2.4
Pu242	2.8	2.8	2.1
Am241	3.1	3.1	0.5

Tableau 59 : Vecteurs Pu massiques du cœur Mélanie, avec apport de Pu239 et Tref=3, comparaison FARM/ERANOS

Roméo Tref=7	ERANOS (%)	FARM (%)	Ecart Relatif (%)
Pu238	2.5	2.5	0.3
Pu239	52.6	53.5	1.9
Pu240	34.9	34.0	2.6
Pu241	2.5	2.5	1.3
Pu242	3.1	3.1	1.3
Am241	4.3	4.4	0.2

Tableau 60 : Vecteurs Pu massiques du cœur Roméo, avec apport de Pu239 et Tref=7, comparaison FARM/ERANOS

Tout d'abord on remarque que, avec des ajouts de Pu239 pur uniquement, les vecteurs Pu d'équilibre des cœurs Mélanie et du cœur de référence sont assez proches. Des différences sont visibles dues aux variations des durées d'irradiation et de refroidissement, ainsi que des niveaux de flux, que FARM semble prendre en compte de façon satisfaisante, mais les vecteurs Pu restent très peu différents. Ceci s'explique par le fait que le cœur de référence et Mélanie sont des cœurs très semblables, et qui ont des spectres neutroniques peu différents. Afin de valider ce module de calcul du vecteur Pu à l'équilibre sur un plus large domaine, le cœur Roméo a été choisi comme étant assez différent des deux précédents (gros cœur 34 m³, avec une fraction de combustible réduite à 22% et une forte teneur en SiC de 37%). Ainsi, le spectre neutronique de Roméo et le vecteur Pu d'équilibre obtenu sont assez éloignés des précédents. On constate alors que le modèle FARM le retrouve de façon satisfaisante.

Annexes

On vérifie ensuite que la comparaison FARM/ERANOS se révèle tout à fait satisfaisante. Les écarts ne dépassent jamais plus de 3% en relatif. L'erreur moyenne sur le vecteur est de 1.8%. A l'exception près, du cas Mélanie avec $T_{ref}=3$, où comme précédemment la teneur en Pu238 est mal estimée à cause de la courte durée du cycle. Malheureusement les incertitudes les plus importantes (2.6% et 1.8% en moyenne) sont associées au Pu240 et Pu239 qui sont les isotopes les plus abondants et où une incertitude aura le plus d'impact.

Le vecteur Pu en cours d'irradiation a également été étudié, et les erreurs relatives étaient alors un peu plus faibles.

Par ailleurs, il est intéressant de remarquer que sur les 6 vecteurs Pu étudiés, FARM surestime toujours la quantité de Pu239 (d'environ 1.8%) et sous-estime toujours celle du Pu240 (d'environ 2.6%), conduisant à des écarts de l'ordre de 0.9% en absolu. Ceci peut peut-être s'expliquer par le fait que FARM ne prend pas en compte la décroissance du Cm244 qui participe, certes de façon minime mais susceptible d'induire des écarts de cet ordre, à la formation du Pu240. Cette erreur aura forcément un impact sur le calcul neutronique du volume critique. Cependant, d'une part, il sera très probablement négligeable par rapport aux incertitudes de modélisation ; d'autre part, ce qui importe ici n'est pas tant de calculer le vecteur Pu d'équilibre exactement, que de calculer ses variations d'un cœur à l'autre. L'objectif est, rappelons-le, de prendre en compte le fait que les spécificités d'un cœur vont induire un vecteur Pu d'équilibre différent avec lequel il sera plus ou moins facile d'être isogénérateur à l'équilibre. Ainsi l'erreur dont on parle ici, qui semble être relativement constante, n'altère probablement que très peu la capacité de FARM à optimiser un cœur en fonction de son vecteur Pu d'équilibre.

10.8 Reflexions sur un nouvel estimateur de sûreté de la tenue mécanique du SiC

La pression interne maximale permet de fournir un premier estimateur de la tenue mécanique d'une gaine SiC en situation accidentelle, néanmoins elle ne constitue qu'une approche très sommaire. Afin d'aller plus loin, on suggère ici quelques pistes pour construire un meilleur estimateur de la tenue mécanique de la gaine.

Tout d'abord, un raffinement de la géométrie de FARM aux deux demi-aiguilles et l'optimisation de la répartition de la colonne fissile sont les premiers pas nécessaires vers une meilleure prise en compte de la mécanique des aiguilles SiC.

Ensuite, le vrai critère n'est pas la différence de pression à proprement parler mais bien la contrainte maximale que subit l'aiguille. Or comme on l'a vu au 5.3 la principale contrainte dans le cas d'une aiguille est la contrainte circonférentielle qui peut se calculer en première approximation comme suit [RCC00] [WOL07] :

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\Delta P \times r}{e}$$

Ce n'est évidemment pas la seule contrainte en jeu dans une gaine en surpression interne, il y a également une contrainte radiale et axiale, mais cette contrainte est la plus importante et la plus représentative. On pourrait néanmoins chercher à les prendre toutes en compte via l'utilisation d'une contrainte équivalente de Von Mises (comme au 3.1.4.1), mais le SiC étant un matériau hétérogène et non-isotrope une telle représentation ne serait alors pas pertinente. C'est bien la contrainte circonférentielle qu'il faut considérer.

Ainsi cette contrainte serait un meilleur estimateur pour prendre en compte la tenue mécanique de la gaine en situation accidentelle de dépressurisation que la simple pression. Elle conserve néanmoins l'inconvénient de ne toujours pas prendre en compte les fragilisations aux extrémités des aiguilles induites par les brasures. Mais actuellement, aucun critère n'est encore établi sur ces brasures.

De plus, la pression interne maximale, et cette estimation de la contrainte circonférentielle restent limitées à la seule prise en compte des contraintes primaires (contraintes qui ne se réduisent pas par déformation (fluage), telles que les différences de pression). Or, les contraintes secondaires (qui peuvent s'annuler par déformation du matériau) induites par les dilatations différentielles de la gaine sont également susceptibles d'être significatives voire dimensionnantes.

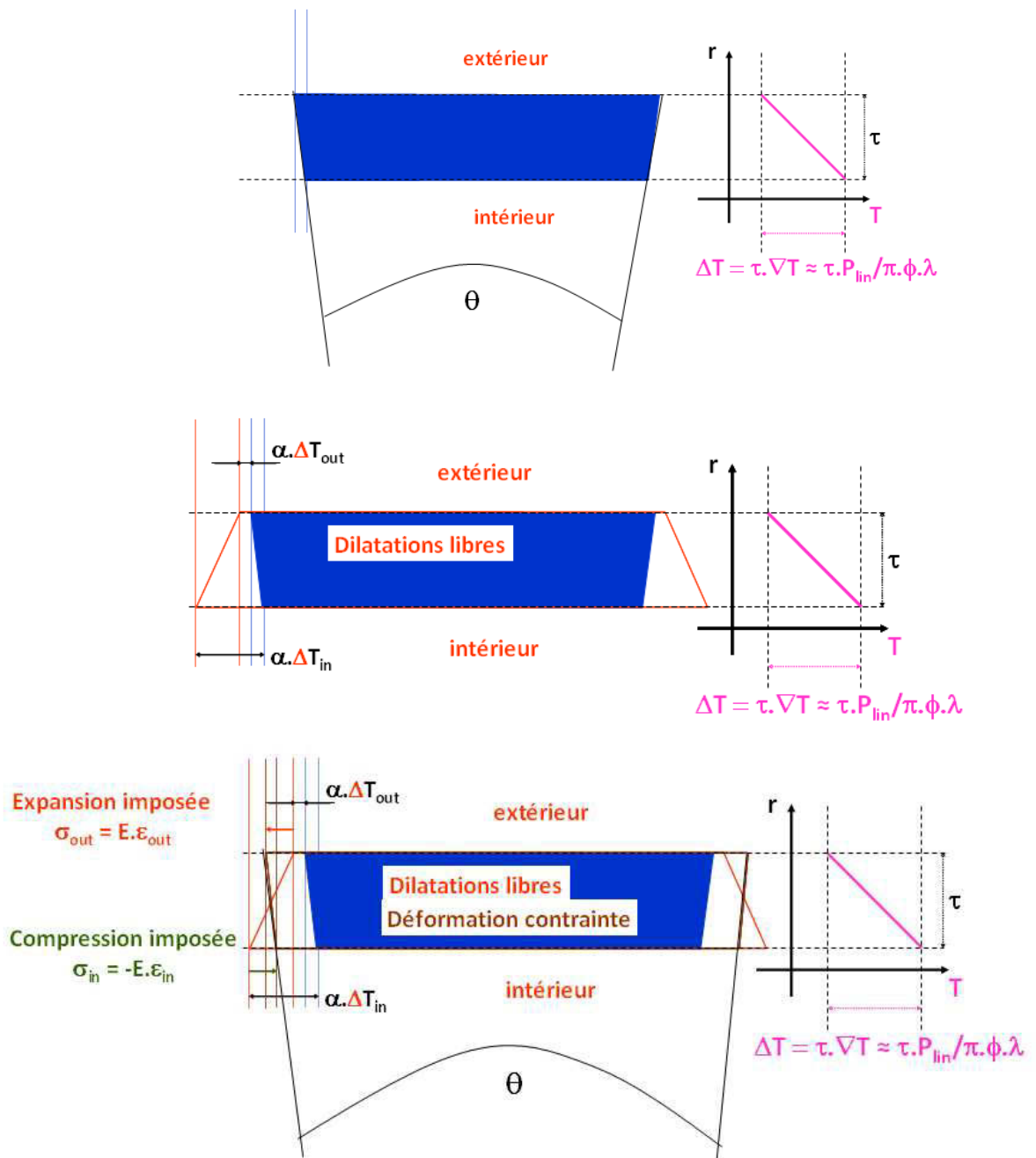
En effet, dans une gaine soumise à une certaine puissance linéique, une différence de température va apparaître entre l'intérieur et l'extérieur de la gaine, qui peut se calculer de la façon suivante :

$$T_{\text{gaineint}}(z, r) = T_{\text{gaineext}}(z, r) + \frac{P_{\text{lin}}(z)}{2\pi\lambda_{\text{gaine}}} \ln\left(\frac{r_{\text{extgaine}}}{r}\right)$$

Considérons alors un morceau angulaire de la gaine tel que sur la Figure 184. Le matériau aurait alors naturellement tendance à davantage se dilater sur sa face interne que sur sa face externe. Seulement, la géométrie cylindrique de la gaine impose alors que la

Annexes

déformation se fasse en respectant la taille angulaire, c'est-à-dire qu'elle accommode les dilatations des autres morceaux de la gaine.



La gaine subit donc une compression forcée en face interne et une dilatation forcée en face externe. Ceci impose alors des contraintes dans la gaine telles que représentées sur la Figure 185.

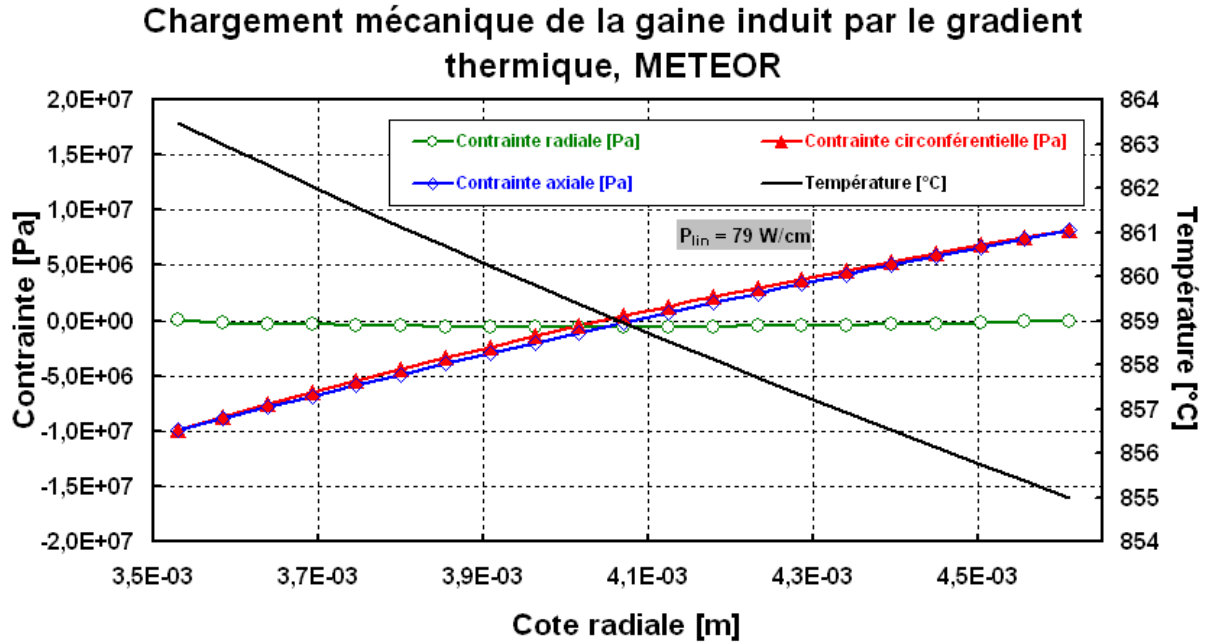


Figure 185 : Exemple de chargement thermique d'une gaine calculé par METEOR

On peut alors calculer au premier ordre que la contrainte maximale induite par cet effet sera (en notant α le coefficient de dilatation du matériau, et E son module d'Young, ν son coefficient de Poisson) :

$$\varepsilon \approx \alpha \Delta T$$

$$\sigma_{\theta}^{\max} \approx \frac{E \cdot \alpha \cdot P_{lin} \cdot e_{gaine}}{4 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot \lambda \cdot r}$$

Cette contrainte est alors également susceptible de dépasser la limite élastique du SiC, et de limiter la puissance linéique admissible de la gaine. En effet, avec la conductivité considérée du SiC actuel (améliorée d'un facteur 1,5 par rapport au composé caractérisé), des puissances linéiques de l'ordre de 200 W/cm (le cœur de référence a une puissance linéique maximum de 190 W/cm) conduisent à des contraintes thermiques de l'ordre de 100 MPa. Suivant les performances du composé SiC qui sera obtenu, cette contrainte pourrait alors éventuellement être dimensionnante, tout particulièrement dans le cas des cœurs utilisant un buffer, car leurs puissances linéiques sont généralement beaucoup plus élevées (pour certains cœurs elle dépasse 300 W/cm). De plus, si jamais la pastille est excentrée (c'est-à-dire n'est pas parfaitement centrée au milieu de la gaine), cela peut induire des contraintes thermiques circonférentielles supplémentaires susceptibles de multiplier par deux la contrainte maximale. Là aussi cette contrainte circonférentielle n'est pas la seule contrainte induite par ces dilatations différentielles, mais comme précédemment l'anisotropie du SiC fait qu'elle est la plus pertinente dans ce cas.

Au final, la connaissance actuelle du SiC permet de savoir que ces contraintes thermiques sont potentiellement problématiques, voire dimensionnantes, mais tant qu'aucune règle de dimensionnement, ou a minima un retour d'expérience suffisant, n'est disponible il n'est pas possible d'en déduire un réel critère. Donc de la même façon que pour la contrainte mécanique, on suggère de l'utiliser via un estimateur de sûreté.

Cette contrainte thermique est néanmoins une contrainte secondaire, c'est-à-dire qu'au cours de l'irradiation, la gaine va se déformer de façon à annuler cette contrainte. C'est pour cette raison qu'elle n'a aucun impact sur le fluage de la gaine par exemple. Mais, à chaque arrêt du réacteur, le flux thermique devient alors nul et le gradient thermique entre la face interne et externe de la gaine disparaît. Seulement, les déformations de la gaine qui ont eu lieu pour accommoder cette contrainte thermique subsistent, et vont à leur tour générer une contrainte similaire. Comme la gaine s'est déformée pour ne plus avoir de contrainte thermique à chaud, à froid, elle se retrouve dans une configuration qui lui génère des contraintes du même ordre que la contrainte thermique initiale. Ce phénomène bien connu, appelé « restauration des contraintes » est représenté sur la Figure 186.

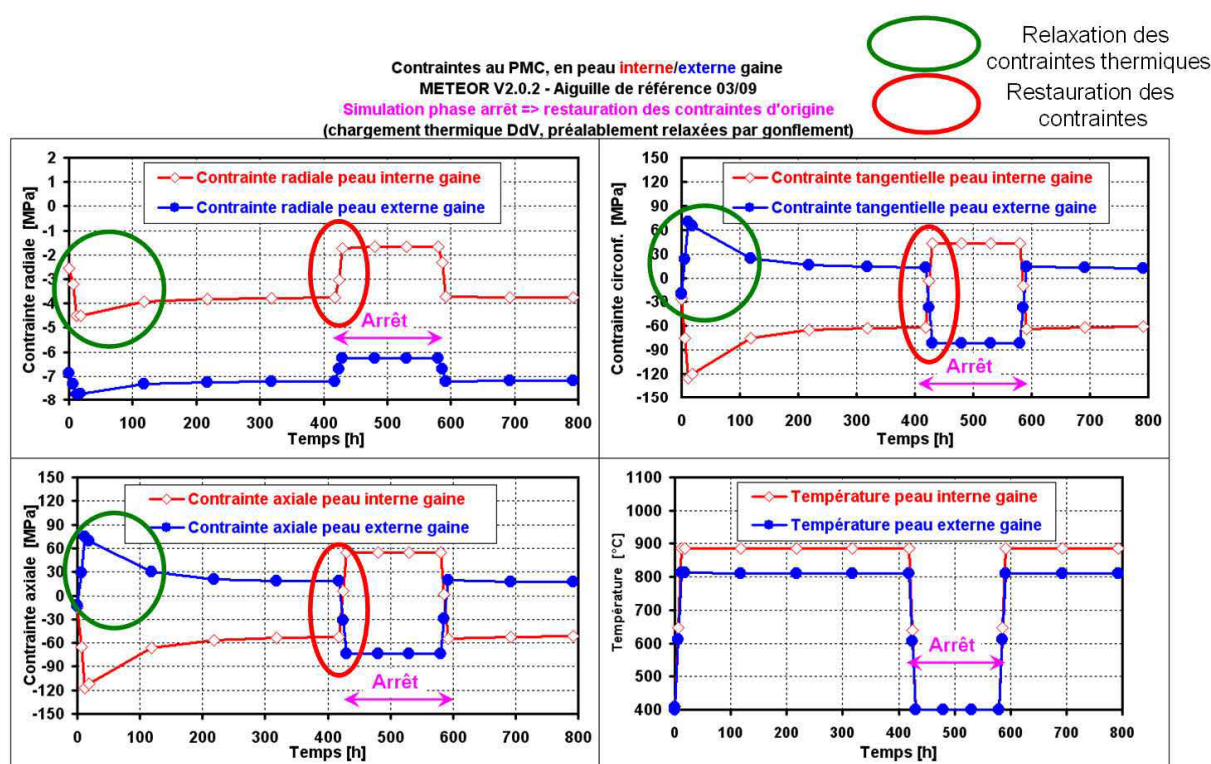


Figure 186 : Exemple de restauration des contraintes en cas d'arrêt du réacteur

Cette contrainte n'est donc pénalisante, voire dimensionnante qu'au début de la vie du combustible et lors de chaque arrêt du réacteur. Toutefois, en situation d'accident protégé de dépressurisation du système primaire, qui semble être la situation la plus pénalisante pour le combustible, on cumule alors les deux contraintes ; une contrainte primaire importante à cause du différentiel de pression entre la gaine et le circuit primaire et, comme la puissance du cœur est fortement réduite, la contrainte d'origine thermique qui est alors restaurée.

Seulement, comme indiqué sur la Figure 185, cette contrainte d'origine thermique est maximale sur les faces internes et externes de la gaine, mais relativement peu influente au milieu de la gaine, contrairement à la contrainte en pression qui est approximativement uniforme. Il serait donc très pénalisant de considérer que la contrainte circonférentielle générée au cours d'un tel accident est la somme des deux contraintes. Mais en même temps, n'en considérer qu'une des deux, ou la valeur maximale des deux contraintes serait forcément trop optimiste. De plus, le comportement d'une gaine, soumise à un tel transitoire dépend de la façon dont le matériau se comporte en situation de flexion, ce qui est

Annexes

aujourd'hui complètement inconnu. Il est également nécessaire d'évaluer si le fait d'endommager la gaine sur ses faces mais pas au centre, est problématique ou non. Ainsi, au final, le comportement du SiC n'est aujourd'hui pas suffisamment connu pour pouvoir véritablement savoir comment prendre en compte le cumul de ses deux contraintes. Des expériences supplémentaires sont nécessaires.

C'est pour cette raison, qu'il n'est pas actuellement possible de définir un nouvel estimateur de sûreté qui prenne mieux en compte les aspects mécaniques liés à la gaine. La seule conclusion qui découle alors de ces réflexions, est que l'estimateur le plus adapté sera probablement intermédiaire entre les deux suivants :

- La contrainte circonférentielle maximale induite subie par la gaine, soit thermique en début de vie, soit contrainte de pression en situation accidentelle, re-normalisée par la limite élastique des composés SiC actuels. On appelle alors cet estimateur, l'Estimateur de Tenue Mécanique de la Gaine par Maximum (ETMGM) :

$$ETMGM = \frac{\max(\sigma_{\theta}^{\max DV}_{thermique}, \sigma_{\theta}^{\max accidentel}_{pression})}{\sigma_{\text{élastique}}}$$

Sa valeur serait alors de l'ordre de 1, même si souvent supérieur.

- La somme des deux contraintes circonférentielles, ce qui est très pénalisant. Renormalisée par la limite élastique on appelle cet autre estimateur, l'Estimateur de Tenue Mécanique de la Gaine Conservatif (ETMGC) :

$$ETMGC = \frac{\sigma_{\theta}^{\max DV}_{thermique} + \sigma_{\theta}^{\max accidentel}_{pression}}{\sigma_{\text{élastique}}}$$

Sa valeur serait alors probablement supérieure à 2.

De plus, si l'on considère un combustible avec un joint hélium, il est possible que l'excentrement de la pastille renforce fortement les contraintes thermiques. En effet, on considère qu'elles peuvent alors être deux fois plus élevées. Afin de prendre en compte ce phénomène, dans le cas d'un joint He, on majore la contrainte thermique d'un facteur 2. Cette majoration n'a cependant pas lieu d'être dans le cas d'un combustible buffer (où le buffer assure le positionnement de la pastille). On en déduit alors les expressions suivantes :

Pour l'ETMGM :

$$ETMGM_{\text{joint He}} = \frac{\max\left(\frac{E \cdot \alpha \cdot P_{lin} \cdot e_{gaine}}{2 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot \lambda_{gaine} \cdot r}, \frac{\Delta P \cdot r}{e}\right)}{\sigma_{\text{élastique}}}$$

$$ETMGM_{\text{buffer}} = \frac{\max\left(\frac{E \cdot \alpha \cdot P_{lin} \cdot e_{gaine}}{4 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot \lambda_{gaine} \cdot r}, \frac{\Delta P \cdot r}{e}\right)}{\sigma_{\text{élastique}}}$$

Annexes

Pour l'ETMGC :

$$ETMGC_{joint\ He} = \frac{\frac{E \cdot \alpha \cdot P_{lin} \cdot e_{gain}}{2 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot \lambda_{gain} \cdot r} + \frac{\Delta P \cdot r}{e}}{\sigma_{élastique}}$$

$$ETMGC_{buffer} = \frac{\frac{E \cdot \alpha \cdot P_{lin} \cdot e_{gain}}{4 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot \lambda_{gain} \cdot r} + \frac{\Delta P \cdot r}{e}}{\sigma_{élastique}}$$

Ces estimateurs permettent alors une première prise en compte de la mécanique du SiC, un peu plus évoluée que la simple pression interne maximale. Mais des études matériau supplémentaires sont encore nécessaires, pour améliorer les estimateurs proposés ci-dessus, et surtout permettre un jour d'avoir des vrais critères de dimensionnements.

10.9 Annexe cœur



Cœurs issus des optimisations FARM V3.6



Cette annexe présente le détail des performances ainsi que des géométries optimisées de tous les cœurs issus des optimisations réalisées avec le logiciel FARM. Trois concepts de cœurs ont été optimisés : les cœurs avec une gaine SiC et un joint Hélium ou Buffer et les cœurs avec une gaine Vanadium. Pour chaque concept, les différents cœurs sont présentés, ainsi que des diagrammes de comparaison des différents profils de cœur, et des tableaux récapitulatifs des objectifs de sélection des différents cœurs.

Il est important de garder en tête que les performances affichées sont celles calculées par FARM, et qu'elles sont en partie remises en cause par les validations (voir 3.4.2, 3.3.4.2 et 4.3.2). Par ailleurs, afin de faciliter la lecture de cette annexe, l'ensemble de la numérotation a été réinitialisée.

<u>1.</u>	<u>CŒURS SIC JOINT HELIUM.....</u>	<u>386</u>
	CŒUR DE REFERENCE MARS-2009	386
	CŒUR D'ARTAGNAN.....	389
	CŒUR ORLANDO	392
	CŒUR MEDOR.....	395
	CŒUR MICKEY.....	398
	CŒUR MOZART.....	401
	CŒUR OUI OUI	404
	COMPARAISON DES PROFILS DE CŒURS SIC JOINT HELIUM	407
	TABLEAU DE CHOIX D'OPTIMISATION DES CŒURS SIC JOINT HELIUM	408
<u>2.</u>	<u>CŒURS SIC JOINT BUFFER</u>	<u>409</u>
	CŒUR MC GUYVER.....	409
	CŒUR MARGUERITE.....	412
	CŒUR PICSOU	415
	CŒUR YOHANA	418
	CŒUR MATHIEU.....	421
	CŒUR OBIWAN KENOBI	424
	CŒUR MIDAS.....	427
	CŒUR TOUTANKHAMON	430
	COMPARAISON DES PROFILS DE CŒURS SIC JOINT BUFFER.....	433
	TABLEAU DE CHOIX D'OPTIMISATION DES CŒURS BUFFER.....	434
<u>3.</u>	<u>CŒURS VANADIUM.....</u>	<u>435</u>
	CŒUR PAPYR.....	435
	CŒUR CHUCK NORRIS	438
	CŒUR SAINT EMILION.....	441
	CŒUR MAUPERTUIS.....	444
	CŒUR ARSENE LUPIN	447
	CŒUR AVATAR.....	450
	COMPARAISON DES PROFILS DE CŒURS VANADIUM	453
	TABLEAU DE CHOIX D'OPTIMISATION DES CŒURS VANADIUM	454

1. Cœurs SiC joint Hélium

Cœur de référence mars-2009

Performances du cœur de référence		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.1/32.0	Temps de Sursis (s)	168
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.99	Puissance de Pompage (kW)	84.9
Diamètre du cœur (m)	4.3	Pression interne maximale (bar)	120.6
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	842		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1392	Burn-up (at%)	4.96
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1464	Volume du cœur (m ³)	24.08
Δp UFTOP (pcm)	864	ΔP cœur (bar)	1.2
Δp vidange	0.89 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	880	H/D	0.387
Burn-up moyen (at%)	4.96	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.429
P _{intHe} (bar)	10	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	13
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	8
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.5	R _{Hfiss/Hexp}	1.2222

Tableau 1 : Performances du cœur de référence mars-2009

Annexes

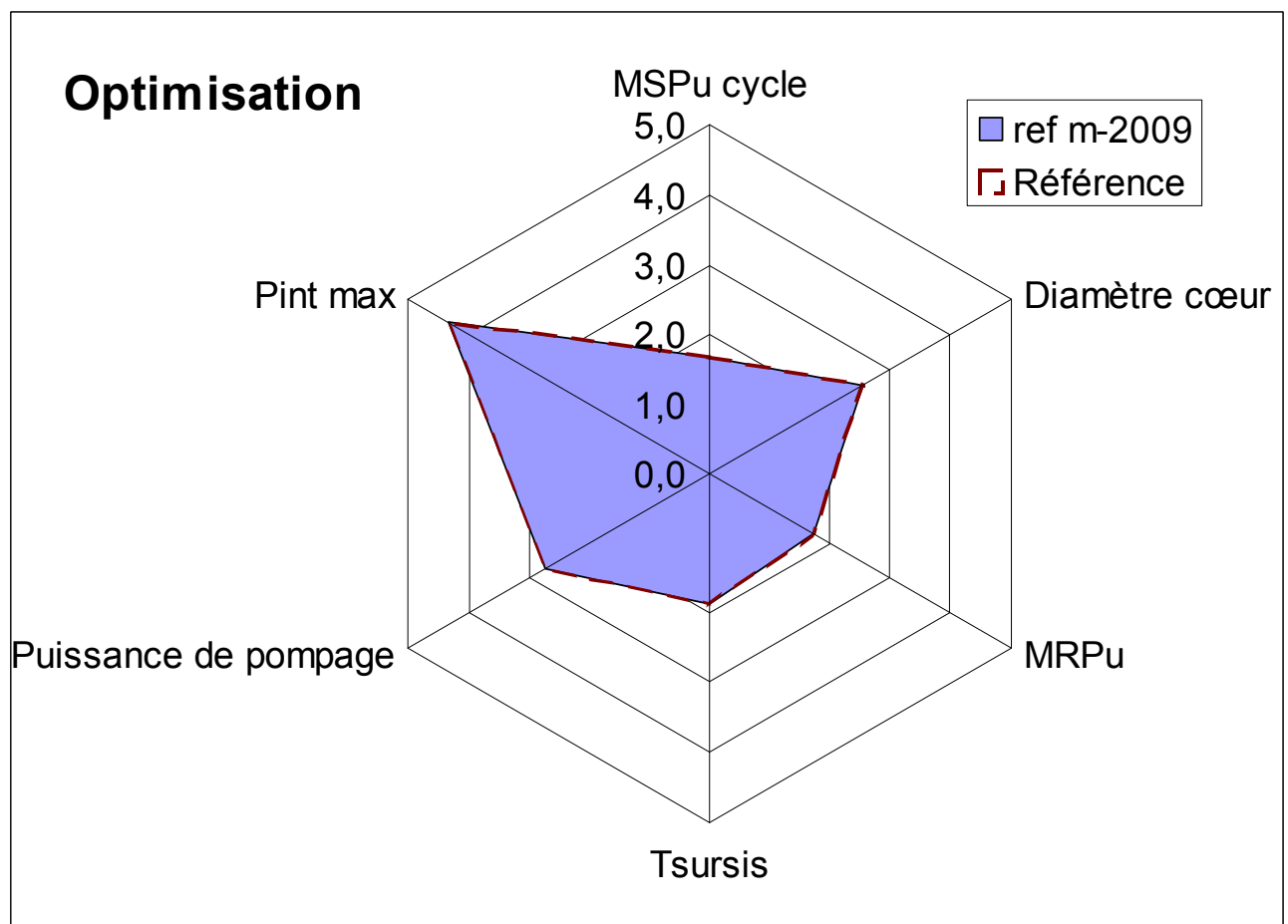
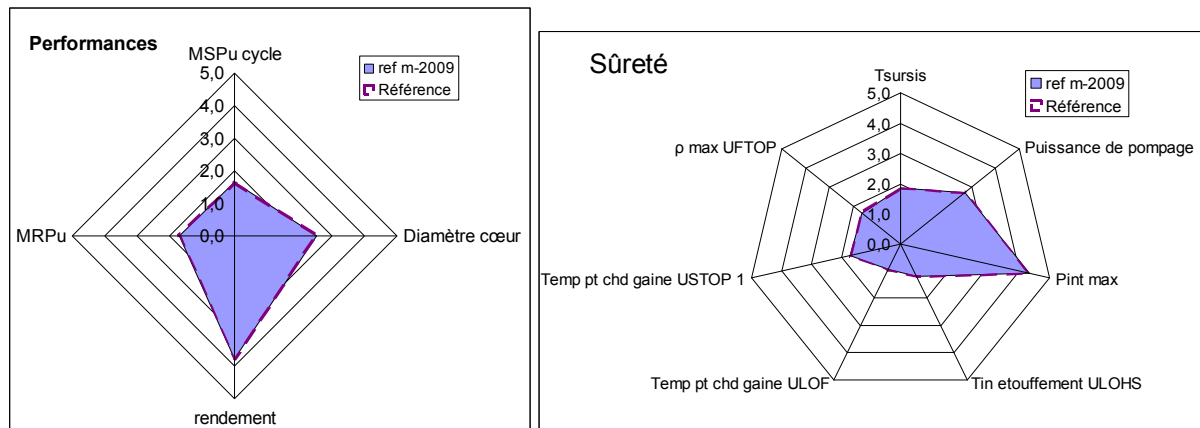


Figure 1: Diagrammes de performance du cœur de référence mars-2009

Annexes

Détail Géométrique du cœur de référence			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.397	Volume du cœur (m³)	24.08
Rayon interne gaine (mm)	3.542	Hauteur Fissile (m)	1.662
Rayon aiguille (mm)	4.621	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.504
P_{lin max} (W/cm)	190.2	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.856
a (pas du réseau) (mm)	11.65	Z_{comb}	27.99%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.98	Z_{gap}	2.43%
Débit par aiguille (g/h)	35827	Z_{liner}	0.87%
Entre-plat interne (mm)	173.05	Z_{gaine+TH}	25.76%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	42.96%
Autres résultats			
Rendement	47.6%	Masse assemblage (Kg)	351
Durée d'irradiation (JEPP)	1358	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 2 : Détails du cœur de référence mars-2009

Cœur D'Artagnan



Performances du cœur D'Artagnan		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	10.9/27.3	Temps de Sursis (s)	168.6
MRPu cycle (t/Gwe*an)	2.34	Puissance de Pompage (kW)	104.9
Diamètre du cœur (m)	4.3	Pression interne maximale (bar)	210.1
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	831		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1412	Burn-up (at%)	6.26
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1457	Volume du cœur (m ³)	22.67
Δp UFTOP (pcm)	858	ΔP cœur (bar)	1.4
Δp vidange	0.81 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	878.1	H/D	0.358
Burn-up moyen (at%)	6.26	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.3996
P _{intHe} (bar)	18.12	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.7999	R _{Hfiss/Hexp}	1.15

Tableau 3 : Performances du cœur D'Artagnan

Annexes

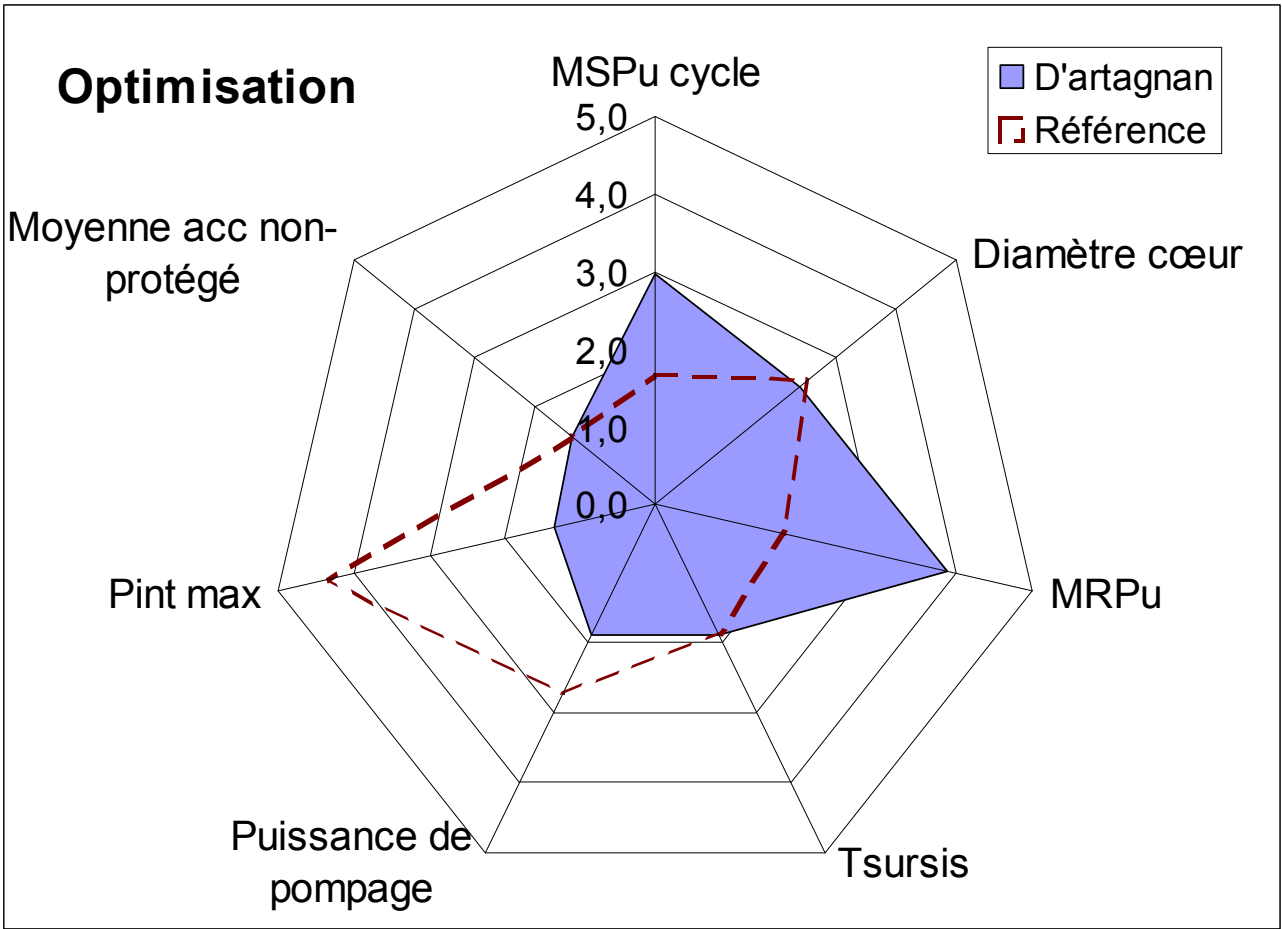
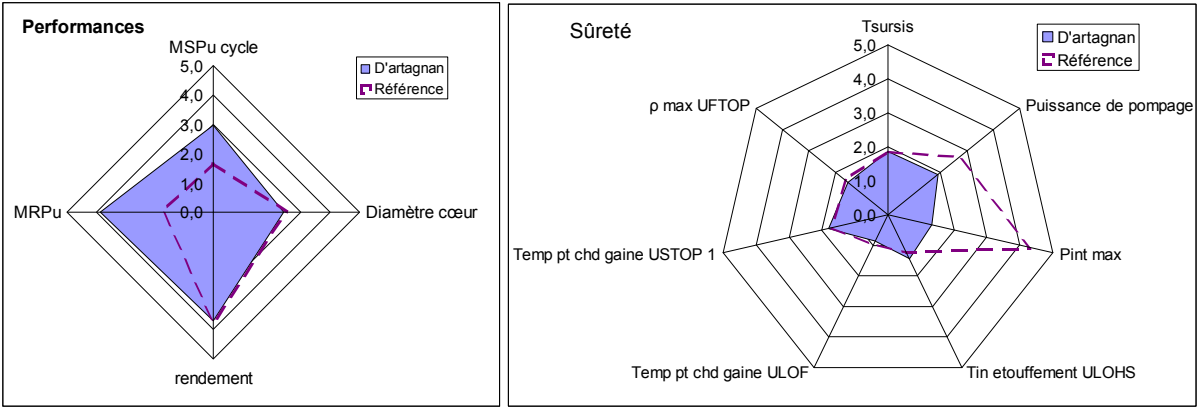


Figure 2: Diagrammes de performance du cœur D’Artagnan

Annexes

Détail Géométrique du cœur D'Artagnan			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.389	Volume du cœur (m³)	22.67
Rayon interne gaine (mm)	3.542	Hauteur Fissile (m)	1.547
Rayon aiguille (mm)	4.622	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.498
P_{lin max} (W/cm)	190.7	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.847
a (pas du réseau) (mm)	11.36	Z_{comb}	29.57%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.66	Z_{gap}	2.72%
Débit par aiguille (g/h)	33546	Z_{liner}	0.92%
Entre-plat interne (mm)	188.46	Z_{gaine+TH}	26.71%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	40.09%
Autres résultats			
Rendement	47.4%	Masse assemblage (Kg)	409
Durée d'irradiation (JEPP)	1707	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 4 : Détails du cœur D'Artagnan

Annexes

Cœur Orlando



Performances du cœur Orlando		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.5/29.3	Temps de Sursis (s)	175.3
MRPu cycle (t/Gwe*an)	2.54	Puissance de Pompage (kW)	67.8
Diamètre du cœur (m)	4.5	Pression interne maximale (bar)	184.1
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	830		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1399	Burn-up (at%)	5.76
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1489	Volume du cœur (m ³)	24.89
Δp UFTOP (pcm)	859	ΔP cœur (bar)	1.1
Δp vidange	0.91 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	878.1	H/D	0.3534
Burn-up moyen (at%)	5.76	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4324
P _{intHe} (bar)	12.9	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.7927	R _{Hfiss/Hexp}	1.33

Tableau 5 : Performances du cœur Orlando

Annexes

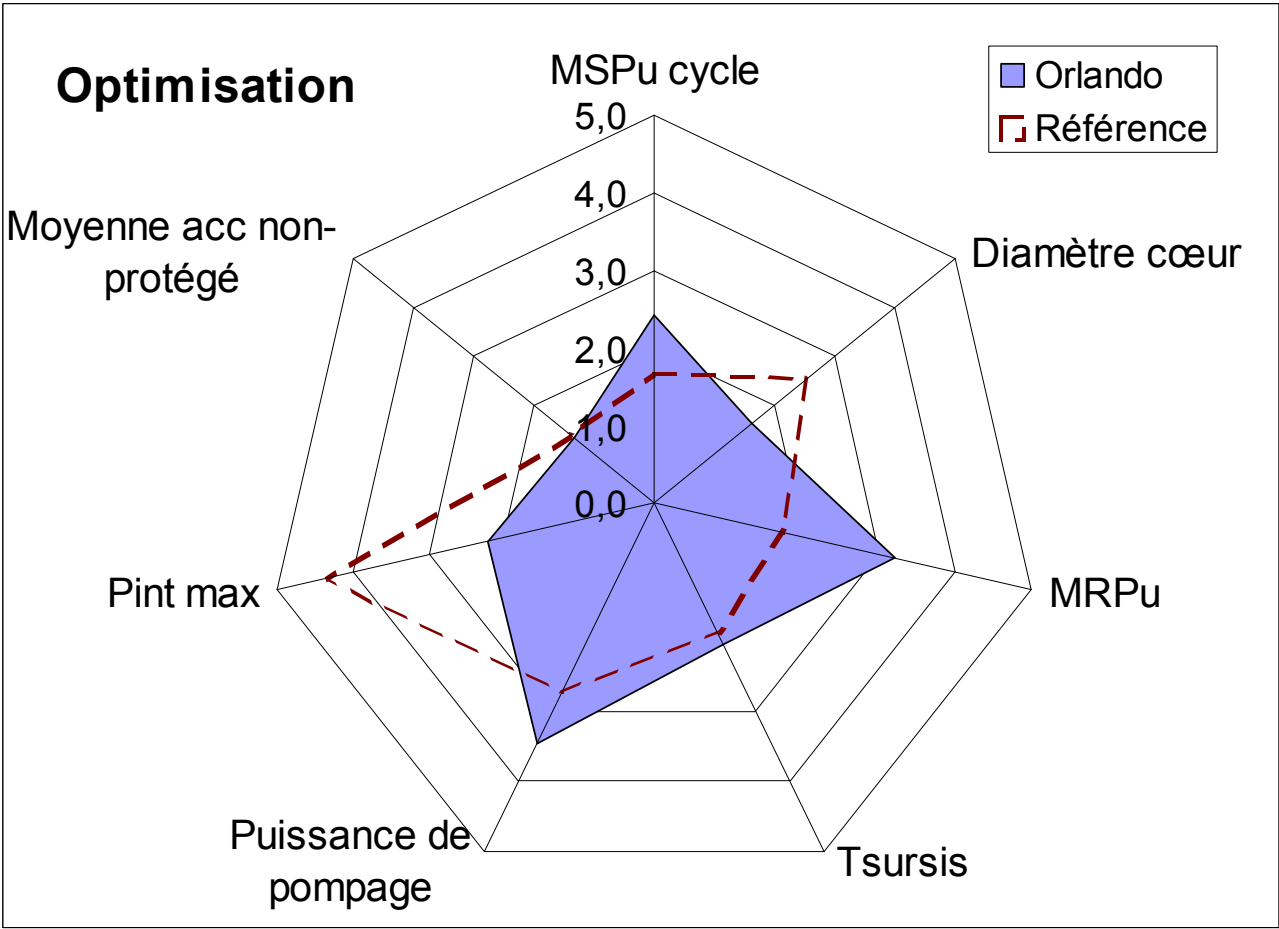
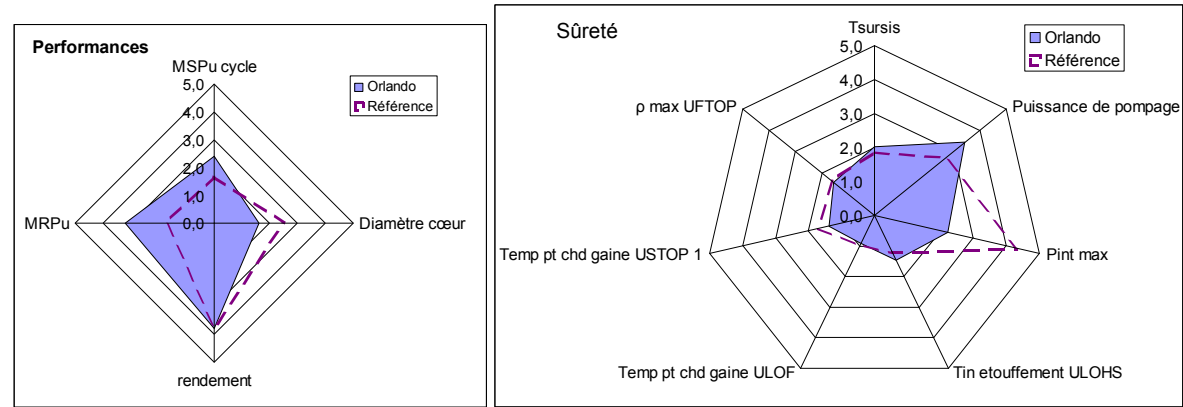


Figure 3 : Diagrammes de performance du cœur Orlando

Annexes

Détail Géométrique du cœur Orlando			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.437	Volume du cœur (m³)	24.89
Rayon interne gaine (mm)	3.582	Hauteur Fissile (m)	1.582
Rayon aiguille (mm)	4.662	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.440
P_{lin max} (W/cm)	186.4	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.748
a (pas du réseau) (mm)	11.79	Z_{comb}	28.31%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.66	Z_{gap}	2.45%
Débit par aiguille (g/h)	33547	Z_{liner}	0.86%
Entre-plat interne (mm)	195.52	Z_{gaine+TH}	25.22%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	43.15%
Autres résultats			
Rendement	47.5%	Masse assemblage (Kg)	428
Durée d'irradiation (JEPP)	1651	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 6 : Détails du cœur Orlando

Cœur Médor



Performances du cœur Médor		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	10.5/30.1	Temps de Sursis (s)	142.3
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.81	Puissance de Pompage (kW)	71.9
Diamètre du cœur (m)	4.2	Pression interne maximale (bar)	179.4
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	852		
T _{ptchaud} gainé ULOF (°C)	1354	Burn-up (at%)	5.44
T _{ptchaud} gainé USTOP (°C)	1395	Volume du cœur (m ³)	21.83
Δp UFTOP (pcm)	836	ΔP cœur (bar)	1.6
Δp vidange	0.91 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	814.7	H/D	0.3814
Burn-up moyen (at%)	5.44	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.439
P _{intHe} (bar)	14.15	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	8
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.795	R _{Hfiss/Hexp}	1.24

Tableau 7 : Performances du cœur Médor

Annexes

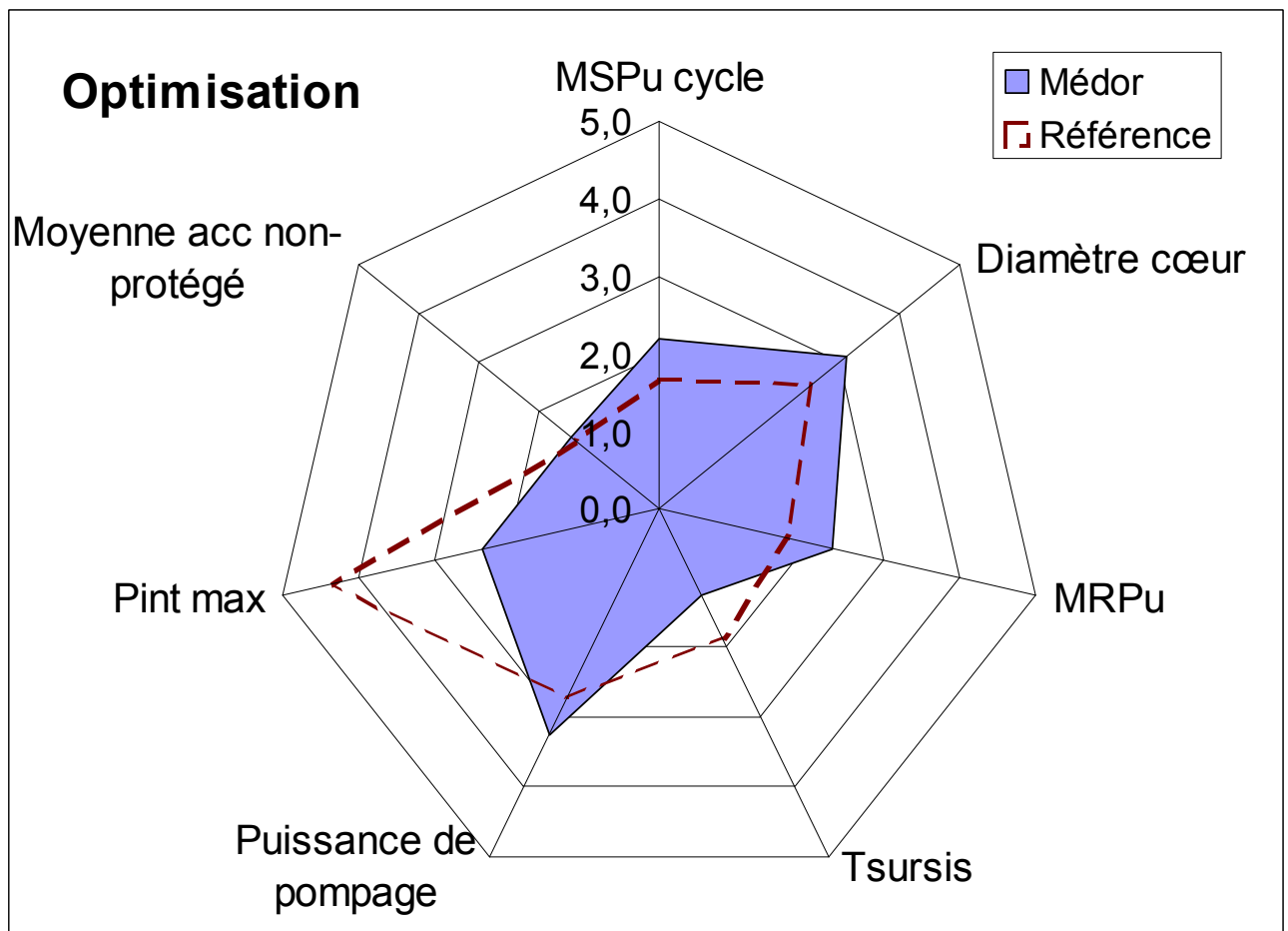
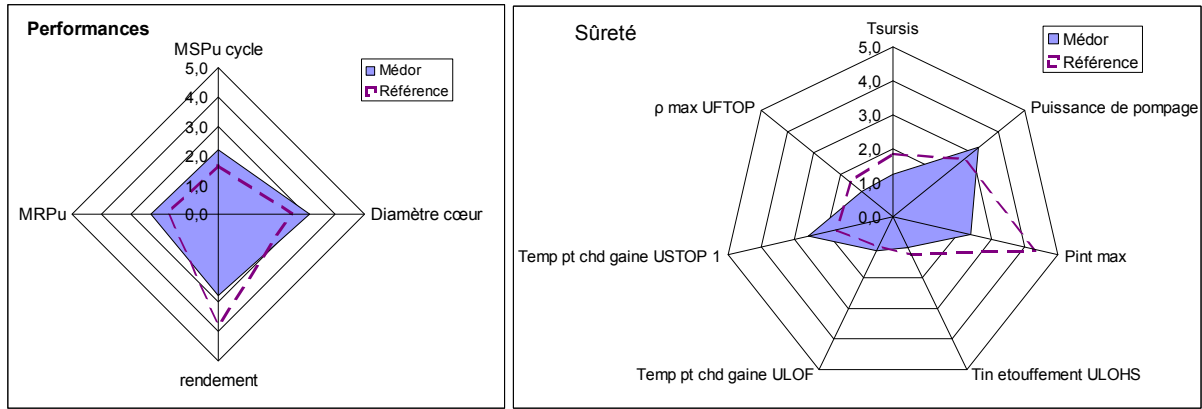


Figure 4 : Diagrammes de performance du cœur Médor

Annexes

Détail Géométrique du cœur Médor			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.580	Volume du cœur (m³)	21.83
Rayon interne gaine (mm)	3.737	Hauteur Fissile (m)	1.593
Rayon aiguille (mm)	4.817	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.476
P_{lin max} (W/cm)	231.2	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.810
a (pas du réseau) (mm)	12.25	Z_{comb}	28.26%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	6.71	Z_{gap}	2.53%
Débit par aiguille (g/h)	48306	Z_{liner}	0.83%
Entre-plat interne (mm)	181.98	Z_{gaine+TH}	24.5%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	43.87%
Autres résultats			
Rendement	45.6%	Masse assemblage (Kg)	375
Durée d'irradiation (JEPP)	1364	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 8 : Détails du cœur Médor

Cœur Mickey



Performances du cœur Mickey		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	10.9/31.3	Temps de Sursis (s)	160.4
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.92	Puissance de Pompage (kW)	75.4
Diamètre du cœur (m)	4.4	Pression interne maximale (bar)	139.4
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	818		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1393	Burn-up (at%)	5.06
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1483	Volume du cœur (m ³)	22.73
Δp UFTOP (pcm)	850	ΔP cœur (bar)	1.1
Δp vidange	0.84 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	871.9	H/D	0.3334
Burn-up moyen (at%)	5.06	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4161
P _{intHe} (bar)	9.29	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.756	R _{Hfiss/Hexp}	1.3

Tableau 9 : Performances du cœur Mickey

Annexes

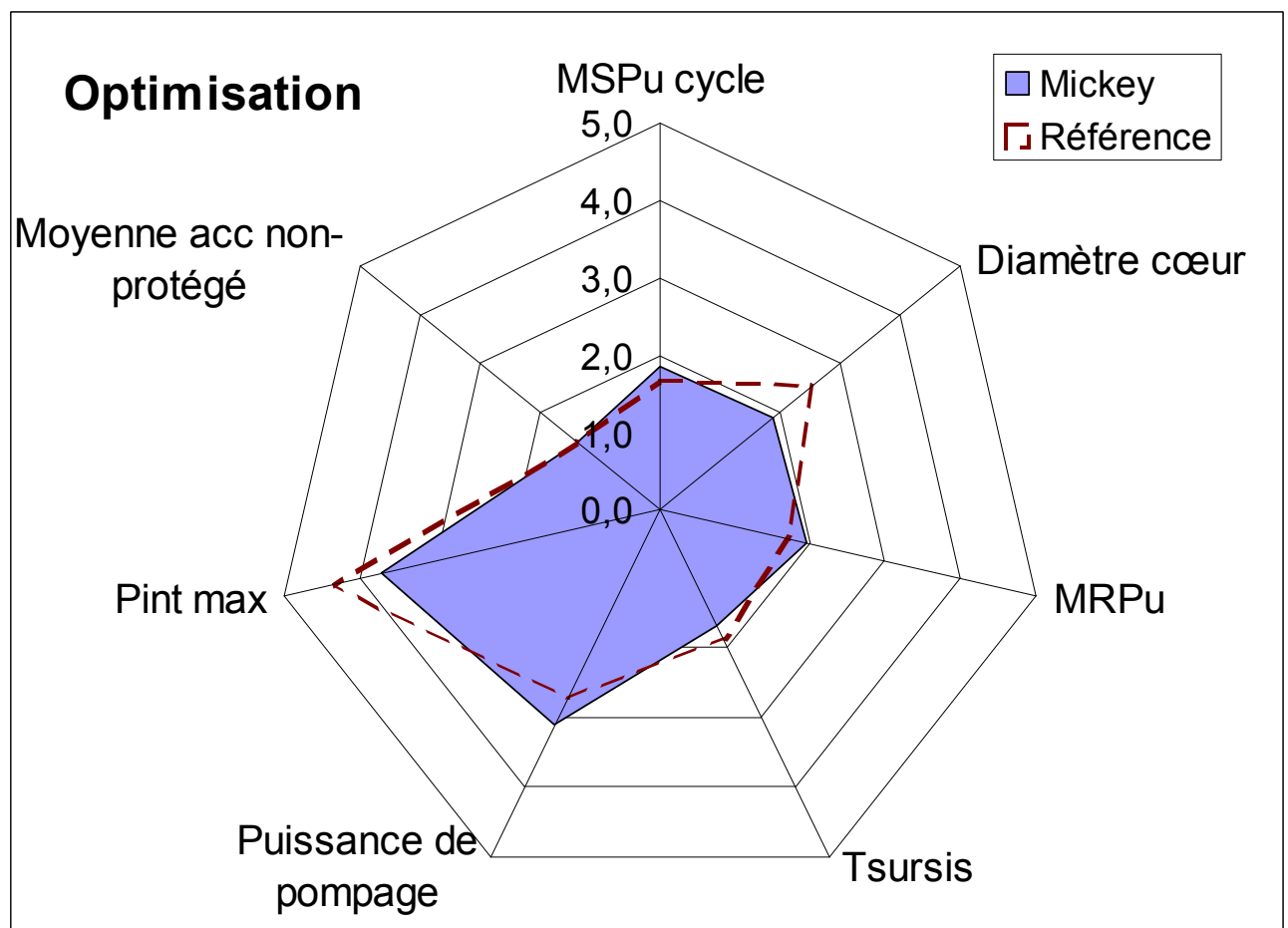
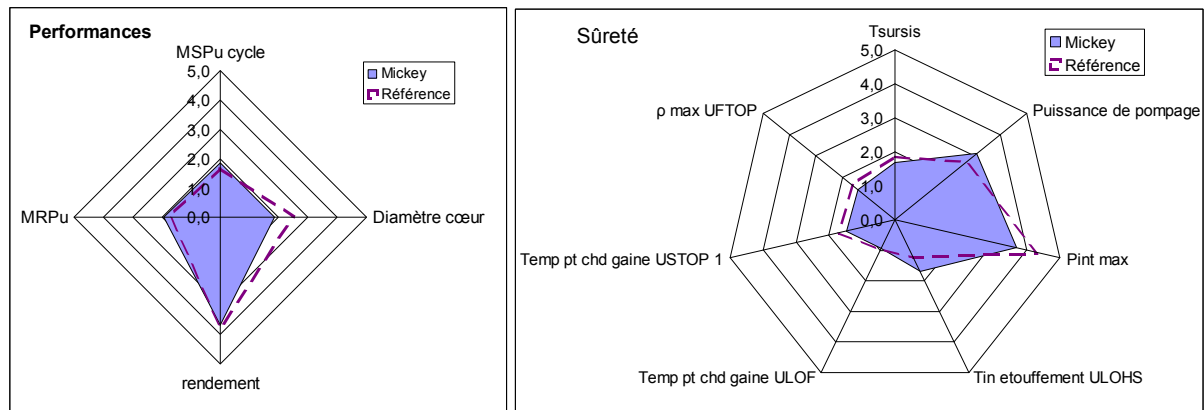


Figure 5 : Diagrammes de performance du cœur Mickey

Annexes

Détail Géométrique du cœur Mickey			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.456	Volume du cœur (m ³)	22.73
Rayon interne gaine (mm)	3.596	Hauteur Fissile (m)	1.476
Rayon aiguille (mm)	4.676	H _{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.420
P _{lin max} (W/cm)	199.8	H _{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.715
a (pas du réseau) (mm)	11.65	Z _{comb}	29.27%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.72	Z _{gap}	2.41%
Débit par aiguille (g/h)	33990	Z _{liner}	0.89%
Entre-plat interne (mm)	11.654	Z _{gaine+TH}	25.80%
Nombre de grilles d'assemblages	5	Z _{He}	41.62%
Autres résultats			
Rendement	47.4%	Masse assemblage (Kg)	411
Durée d'irradiation (JEPP)	1367	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 10 : Détails du cœur Mickey

Cœur Mozart



Performances du cœur Mozart		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.0/31.7	Temps de Sursis (s)	150.9
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.95	Puissance de Pompage (kW)	49.8
Diamètre du cœur (m)	4.3	Pression interne maximale (bar)	170.4
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	860		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1357	Burn-up (at%)	5.11
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1447	Volume du cœur (m ³)	24.59
Δp UFTOP (pcm)	843	ΔP cœur (bar)	1.1
Δp vidange	1.03 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	834.8	H/D	0.3947
Burn-up moyen (at%)	5.11	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4726
P _{intHe} (bar)	11.37	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	8
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.781	R _{Hfiss/Hexp}	1.46

Tableau 11 : Performances du cœur Mozart

Annexes

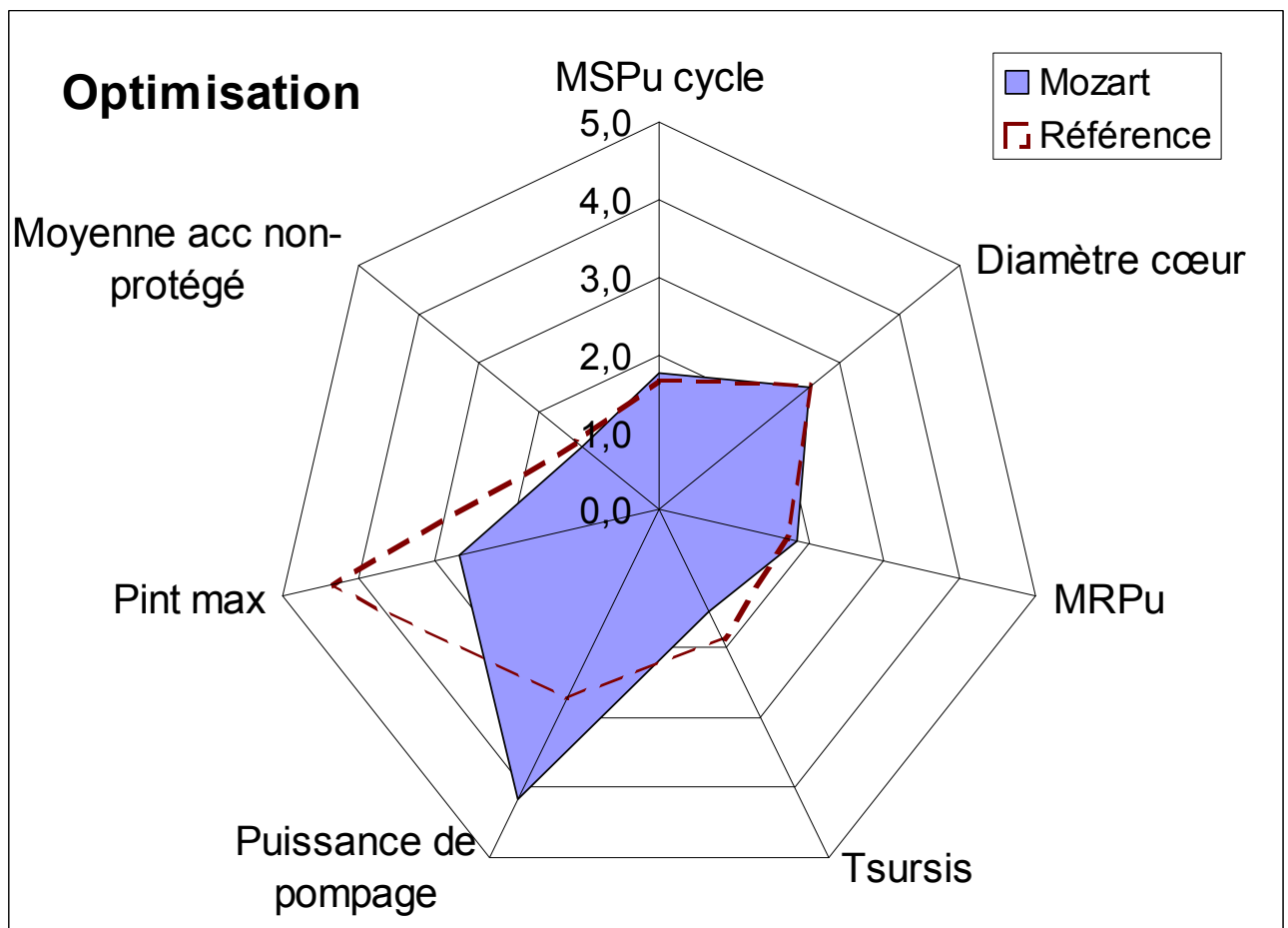
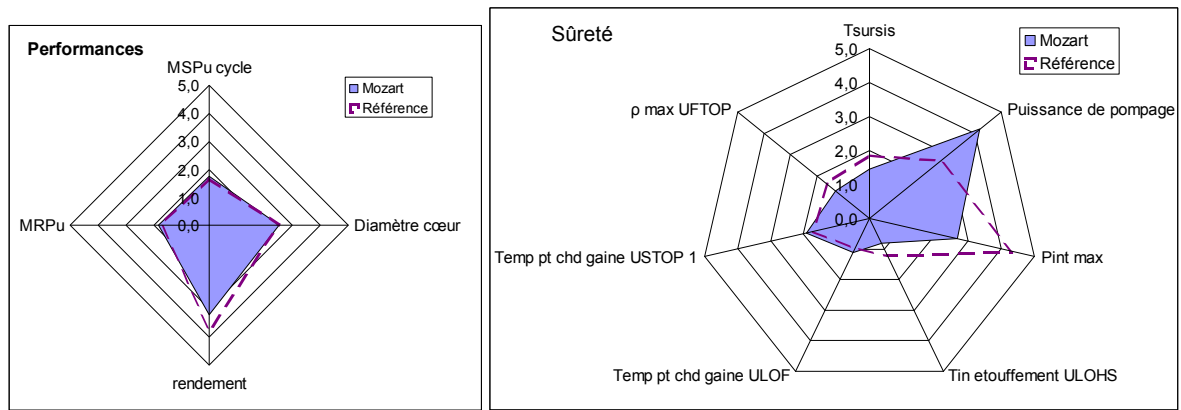


Figure 7 : Diagrammes de performance du cœur Mozart

Annexes

Détail Géométrique du cœur Mozart			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.581	Volume du cœur (m³)	24.59
Rayon interne gaine (mm)	3.730	Hauteur Fissile (m)	1.696
Rayon aiguille (mm)	4.810	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.431
P_{lin max} (W/cm)	217.2	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.733
a (pas du réseau) (mm)	12.62	Z_{comb}	26.71%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	6.40	Z_{gap}	2.27%
Débit par aiguille (g/h)	46070	Z_{liner}	0.78%
Entre-plat interne (mm)	187.42	Z_{gaine+TH}	23.25%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	47.00%
Autres résultats			
Rendement	46.4%	Masse assemblage (Kg)	394
Durée d'irradiation (JEPP)	1364	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 12 : Détails du cœur Mozart

Cœur Oui Oui



Performances du cœur Oui Oui		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	14.4/32.5	Temps de Sursis (s)	281.9
MRPu cycle (t/Gwe*an)	2.59	Puissance de Pompage (kW)	84.1
Diamètre du cœur (m)	4.6	Pression interne maximale (bar)	177.1
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	759		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1184	Burn-up (at%)	6.19
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1275	Volume du cœur (m ³)	28.74
Δp UFTOP (pcm)	980	ΔP cœur (bar)	1.7
Δp vidange	0.90 \$	Durée de refroidissement (an)	5
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	768.6	H/D	0.3773
Burn-up moyen (at%)	6.19	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4166
P _{intHe} (bar)	13.22	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	10
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.7941	R _{Hfiss/Hexp}	1.59

Tableau 13 : Performances du cœur Oui-Oui

Annexes

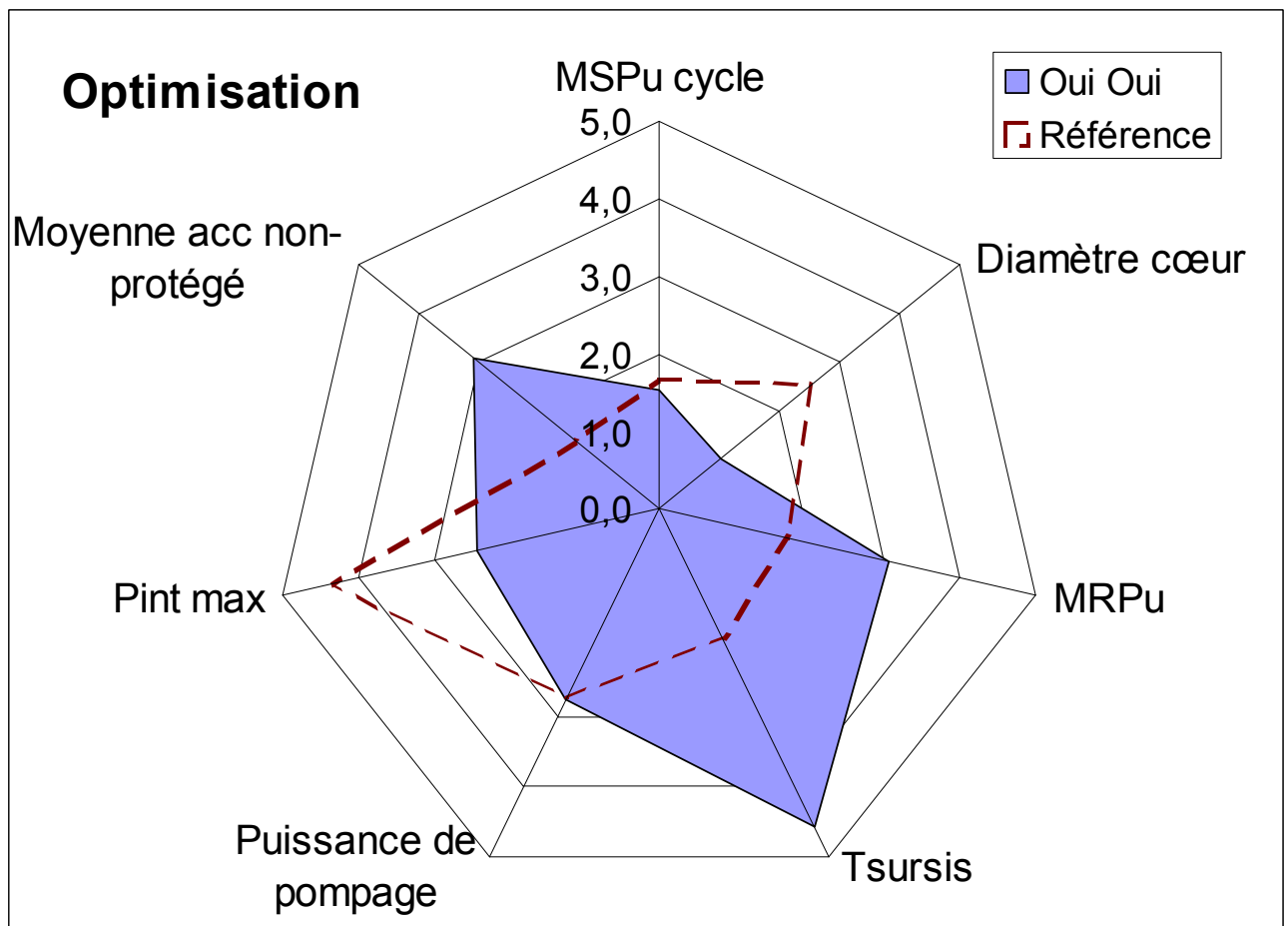
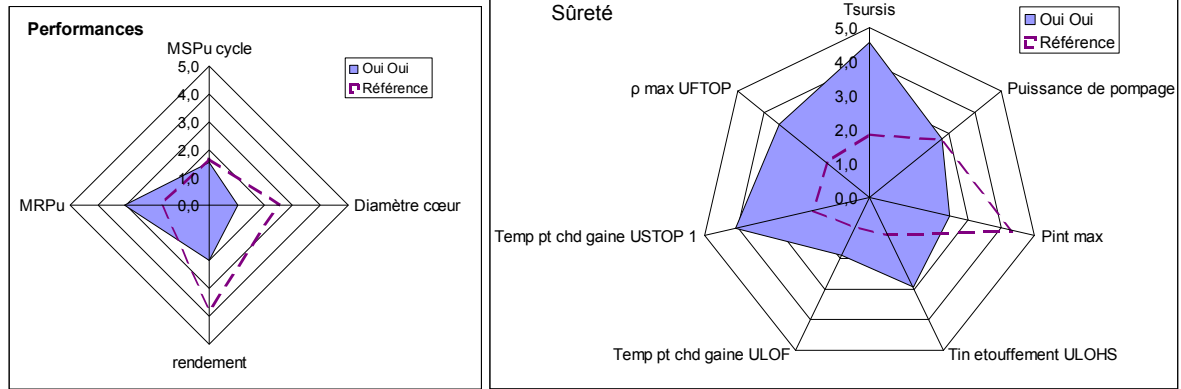


Figure 8 : Diagrammes de performance du cœur Oui-Oui

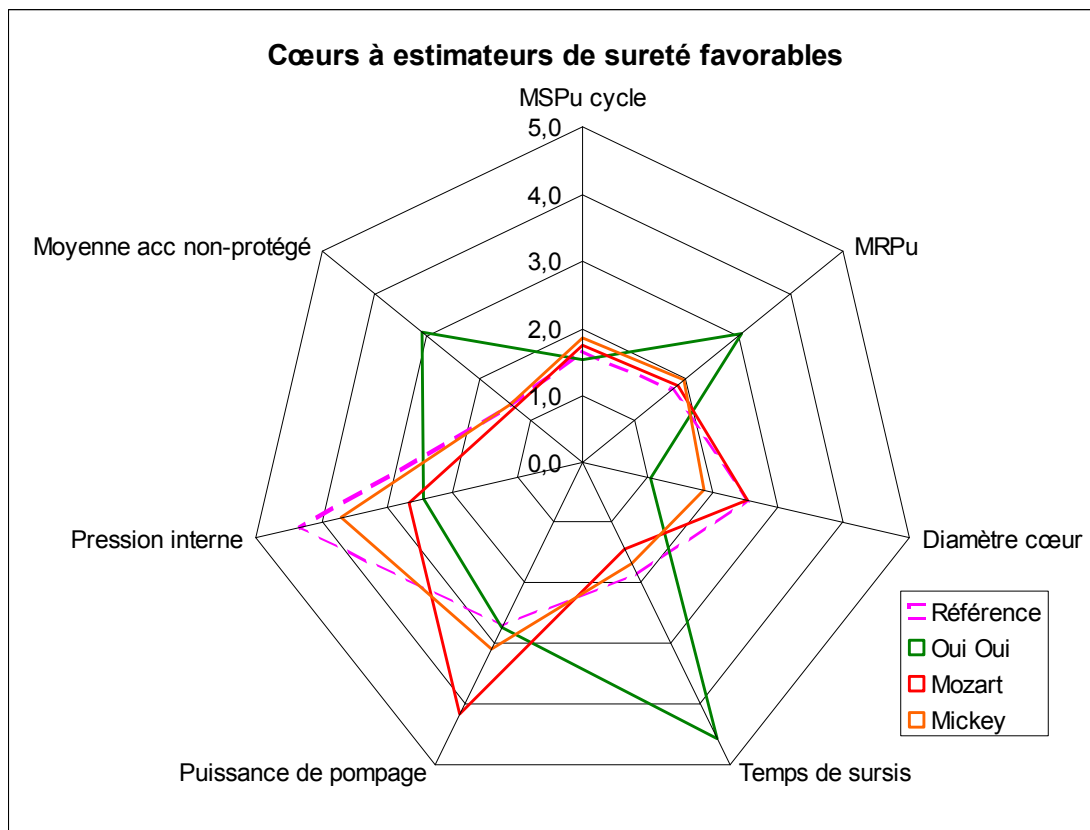
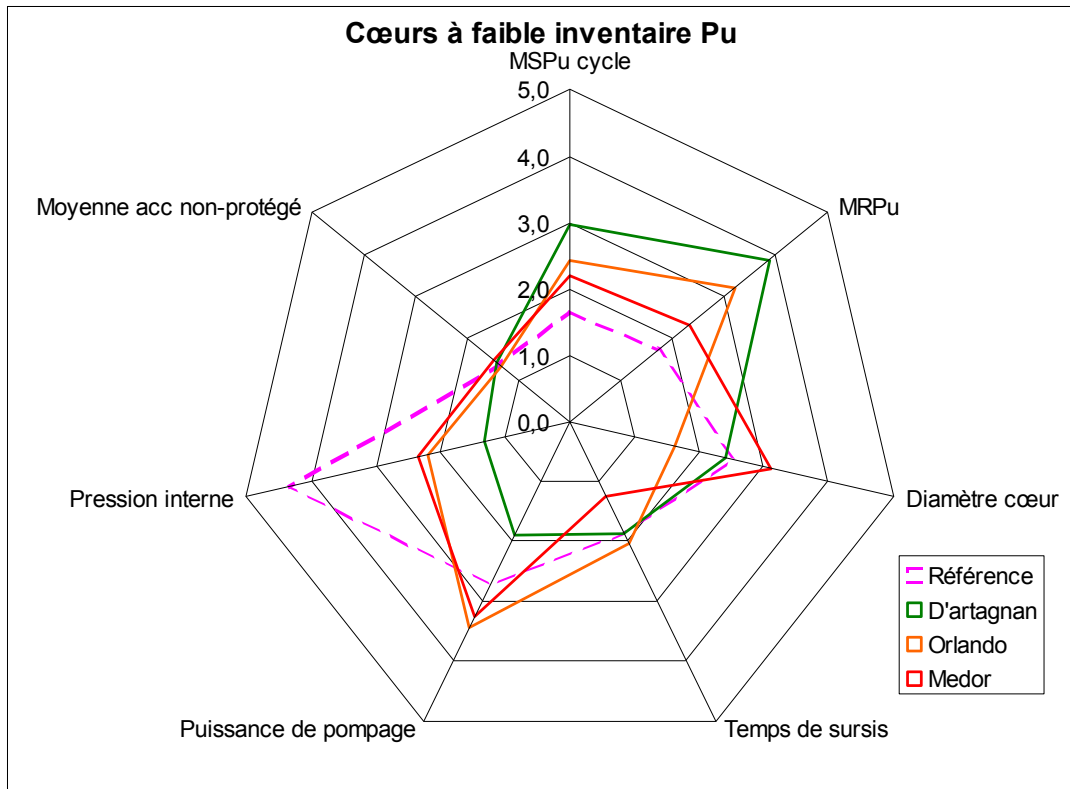
Annexes

Détail Géométrique du cœur Oui Oui			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.176	Volume du cœur (m ³)	28.74
Rayon interne gaine (mm)	3.317	Hauteur Fissile (m)	1.734
Rayon aiguille (mm)	4.397	H _{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.404
P _{lin max} (W/cm)	139.3	H _{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.687
a (pas du réseau) (mm)	10.96	Z _{comb}	28.02%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.95	Z _{gap}	2.55%
Débit par aiguille (g/h)	35626	Z _{liner}	0.93%
Entre-plat interne (mm)	200.9	Z _{gaine+TH}	26.95%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z _{He}	41.55%
Autres résultats			
Rendement	44.0%	Masse assemblage (Kg)	472
Durée d'irradiation (JEPP)	2026	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 14 : Détails du cœur Oui-Oui

Annexes

Comparaison des profils de cœurs SiC joint Hélium



Annexes

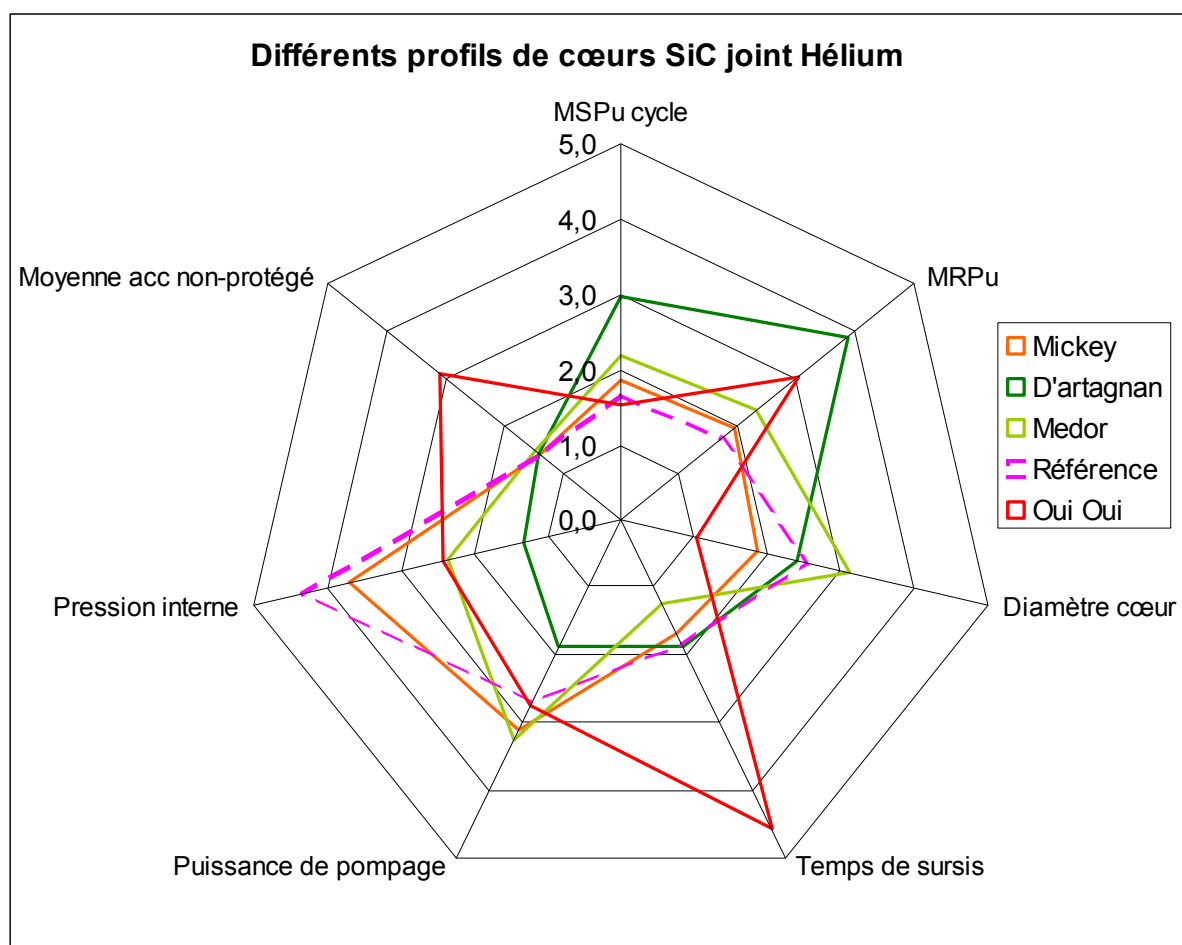


Figure 9 : Diagrammes de comparaison des profils de cœurs SiC joint Hélium

Tableau de choix d'optimisation des cœurs SiC joint Hélium

Cœurs	MRPu (t/GWé*an)	MSPu (t/GWé)	Diamètre (m)	Puissance Pompe (kW)	Temps sursis (s)	Pint (bar)
Référence	2.99	32	4.3	84.9	168	120.6
D'Artagnan	<réf	<réf	réf	<110	/	<220
Orlando	<réf	<réf	4.5	<réf	/	<200
Médor	<réf	<réf	réf	<réf	/	<200
Mickey	réf	<réf	4.4	<réf	/	<150
Mozart	réf	réf	réf	<<réf	/	<200
Oui-Oui	<réf	réf	4.6	réf	>>réf	<200

Tableau 15 : Objectifs de sélection des cœurs SiC joint Hélium

2. Cœurs SiC joint Buffer

Cœur Mc Guyver



Performances du cœur Mc Guyver		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	8.9/22.1	Temps de Sursis (s)	97
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.58	Puissance de Pompage (kW)	85.5
Diamètre du cœur (m)	4.0	Pression interne maximale (bar)	182.9
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	878		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1409	Burn-up (at%)	5.71
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1493	Volume du cœur (m ³)	18.92
Δp UFTOP (pcm)	795	ΔP cœur (bar)	1.5
Δp vidange	0.84 \$	Durée de refroidissement (an)	3.14
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	879.9	H/D	0.3840
Burn-up moyen (at%)	5.71	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4152
P _{intHe} (bar)	17.03	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	7
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.4310	R _{Hfiss/Hexp}	1.07

Tableau 16 : Performances du cœur Mc Guyver

Annexes

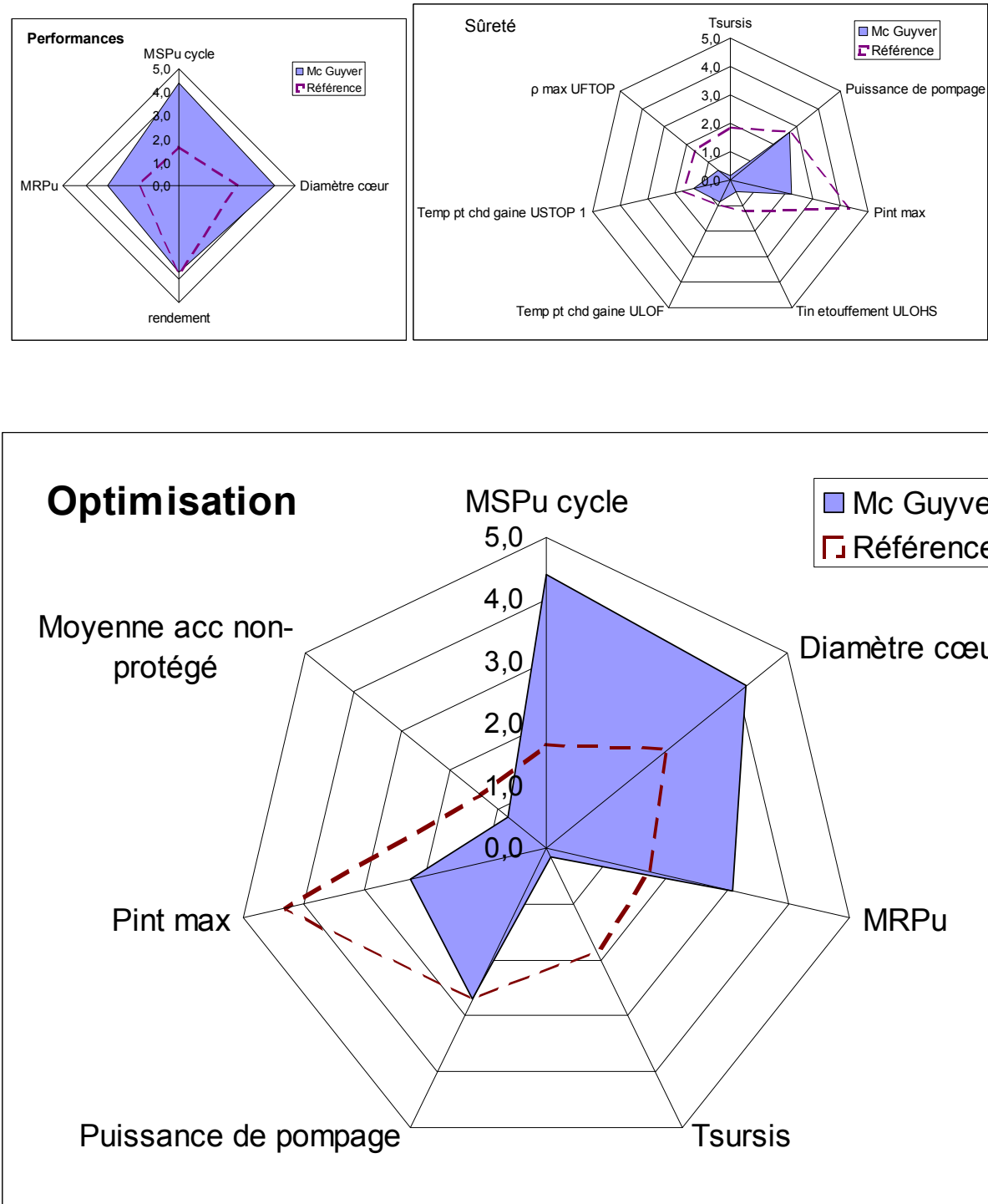


Figure 10 : Diagrammes de performance du cœur Mc Guyver

Annexes

Détail Géométrique du cœur Mc Guyver			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.892	Volume du cœur (m ³)	18.92
Rayon interne gaine (mm)	4.207	Hauteur Fissile (m)	1.526
Rayon aiguille (mm)	5.286	H _{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.529
P _{lin max} (W/cm)	309.9	H _{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.899
a (pas du réseau) (mm)	13.16	Z _{comb}	28.70%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	7.44	Z _{gap}	3.62%
Débit par aiguille (g/h)	53596	Z _{liner}	0.80%
Entre-plat interne (mm)	172.79	Z _{gaine+TH}	25.01%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z _{He}	41.87%
Autres résultats			
Rendement	47.4%	Masse assemblage (Kg)	336
Durée d'irradiation (JEPP)	1257	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 17 : Détails du cœur Mc Guyver

Annexes

Cœur Marguerite



Performances du cœur Marguerite		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	8.4/20.5	Temps de Sursis (s)	90.4
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.39	Puissance de Pompage (kW)	89.8
Diamètre du cœur (m)	3.9	Pression interne maximale (bar)	218.5
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	862		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1394	Burn-up (at%)	6.10
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1499	Volume du cœur (m ³)	17.57
Δp UFTOP (pcm)	788	ΔP cœur (bar)	1.6
Δp vidange	0.81 \$	Durée de refroidissement (an)	3.06
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	874.2	H/D	0.3661
Burn-up moyen (at%)	6.10	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4079
P _{intHe} (bar)	19.21	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	7
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.7308	R _{Hfiss/Hexp}	1.05

Tableau 18 : Performances du cœur Marguerite

Annexes

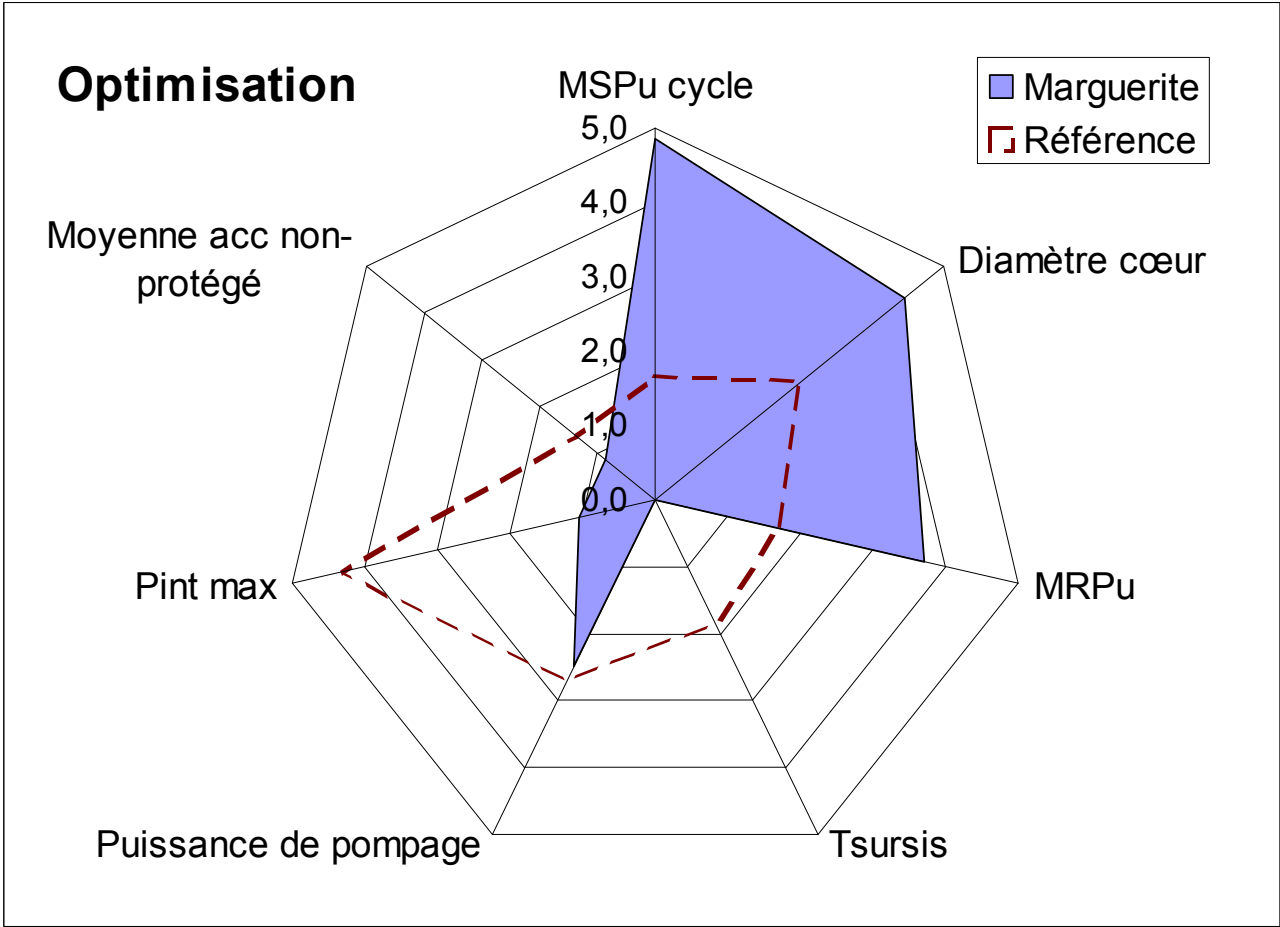
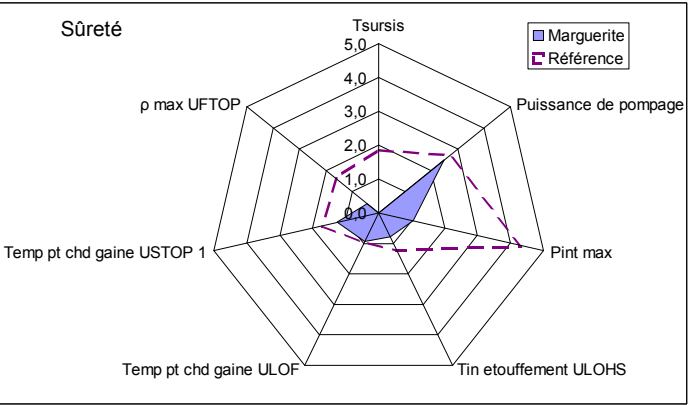
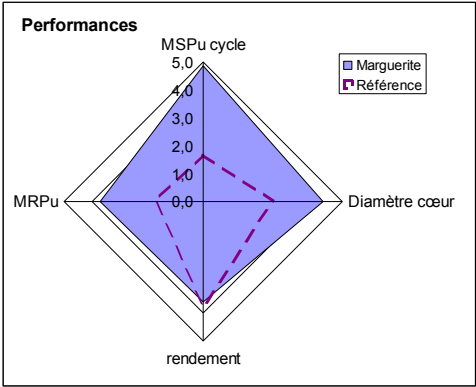


Figure 11 : Diagrammes de performance du cœur Marguerite

Annexes

Détail Géométrique du cœur Marguerite			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.913	Volume du cœur (m³)	17.57
Rayon interne gaine (mm)	4.190	Hauteur Fissile (m)	1.442
Rayon aiguille (mm)	5.270	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.511
P_{lin max} (W/cm)	328.0	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.868
a (pas du réseau) (mm)	13.04	Z_{comb}	29.56%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	7.53	Z_{gap}	3.26%
Débit par aiguille (g/h)	54243	Z_{liner}	0.81%
Entre-plat interne (mm)	171.21	Z_{gaine+TH}	25.18%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	41.18%
Autres résultats			
Rendement	47.2%	Masse assemblage (Kg)	326
Durée d'irradiation (JEPP)	1288	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 19 : Détails du cœur Marguerite

Cœur Picsou



Performances du cœur Picsou		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	9.9/24.4	Temps de Sursis (s)	125.3
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.52	Puissance de Pompage (kW)	56.8
Diamètre du cœur (m)	4.4	Pression interne maximale (bar)	230.2
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	810		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1339	Burn-up (at%)	5.84
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1513	Volume du cœur (m ³)	20.73
Δp UFTOP (pcm)	834	ΔP cœur (bar)	1.1
Δp vidange	0.85 \$	Durée de refroidissement (an)	3.76
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	867.5	H/D	0.3187
Burn-up moyen (at%)	5.84	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4186
P _{intHe} (bar)	17.22	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	8
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.7212	R _{Hfiss/Hexp}	1.49

Tableau 20 : Performances du cœur Picsou

Annexes

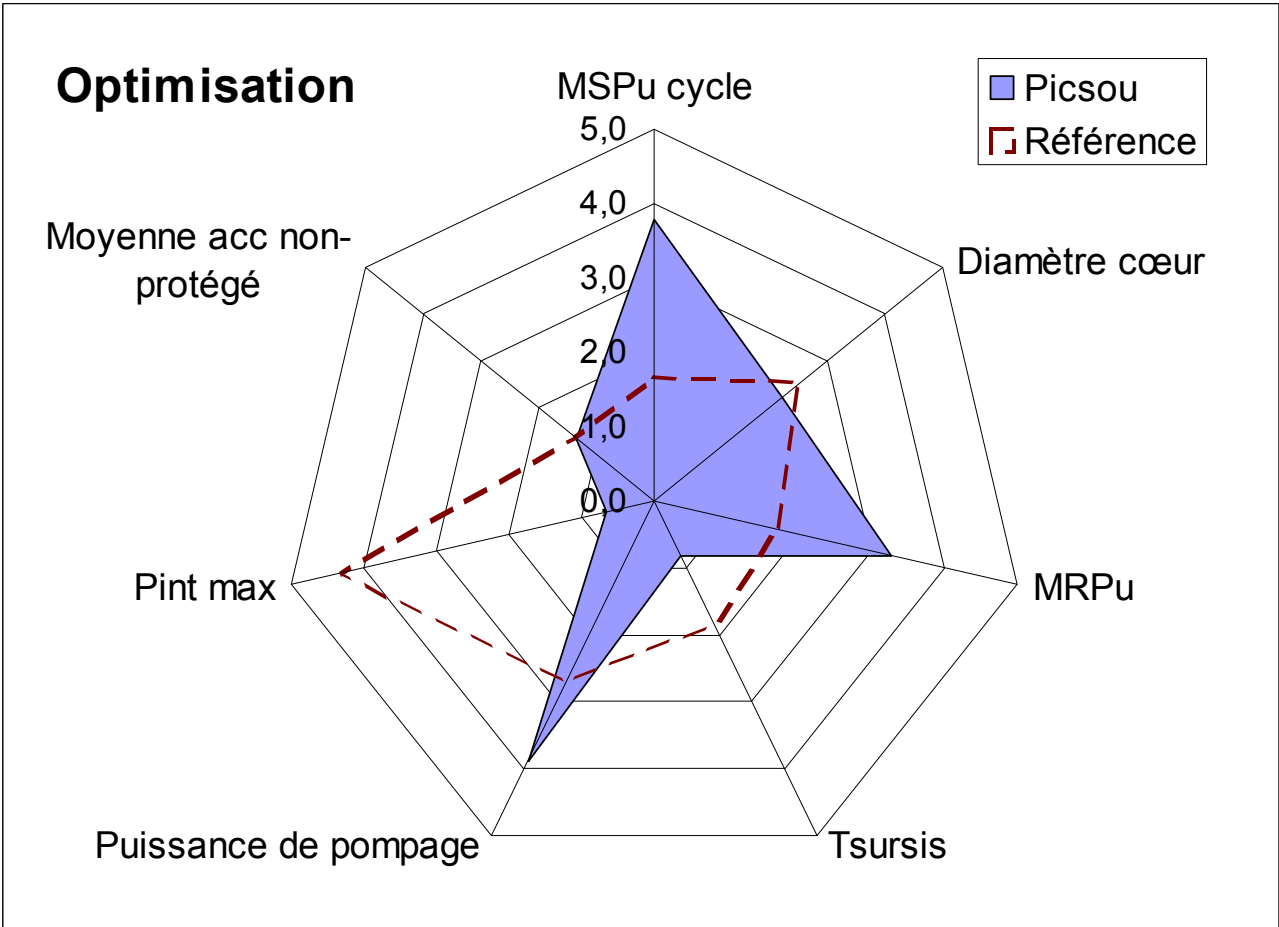
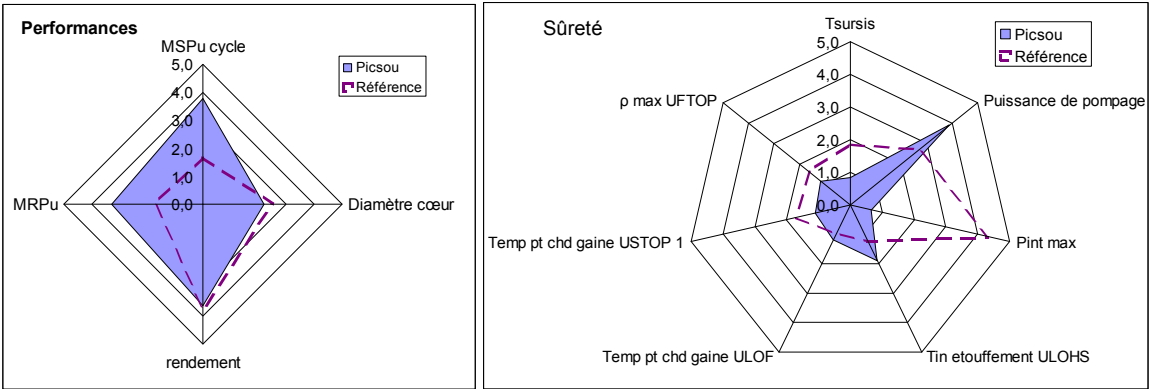


Figure 12 : Diagrammes de performance du cœur Picsou

Annexes

Détail Géométrique du cœur Picsou			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.805	Volume du cœur (m ³)	20.73
Rayon interne gaine (mm)	4.046	Hauteur Fissile (m)	1.389
Rayon aiguille (mm)	5.126	H _{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.345
P _{lin max} (W/cm)	265.1	H _{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.587
a (pas du réseau) (mm)	12.80	Z _{comb}	29.29%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	5.95	Z _{gap}	2.87%
Débit par aiguille (g/h)	42846	Z _{liner}	0.82%
Entre-plat interne (mm)	190.22	Z _{gaine+TH}	24.99%
Nombre de grilles d'assemblages	5	Z _{He}	42.02%
Autres résultats			
Rendement	47.3%	Masse assemblage (Kg)	379
Durée d'irradiation (JEPP)	1439	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 21 : Détails du cœur Picsou

Annexes

Cœur Yohana



Performances du cœur Yohana		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	9.5/25.3	Temps de Sursis (s)	154.9
MRPu cycle (t/GWe*an)	3.30	Puissance de Pompage (kW)	60.7
Diamètre du cœur (m)	4.2	Pression interne maximale (bar)	129.9
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	719		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1111	Burn-up (at%)	5.02
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1269	Volume du cœur (m ³)	18.10
Δp UFTOP (pcm)	963	ΔP cœur (bar)	1.8
Δp vidange	0.82 \$	Durée de refroidissement (an)	2.81
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	740.5	H/D	0.3032
Burn-up moyen (at%)	5.02	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4044
P _{intHe} (bar)	9.14	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.1571	R _{Hfiss/Hexp}	4.16

Tableau 22 : Performances du cœur Yohana

Annexes

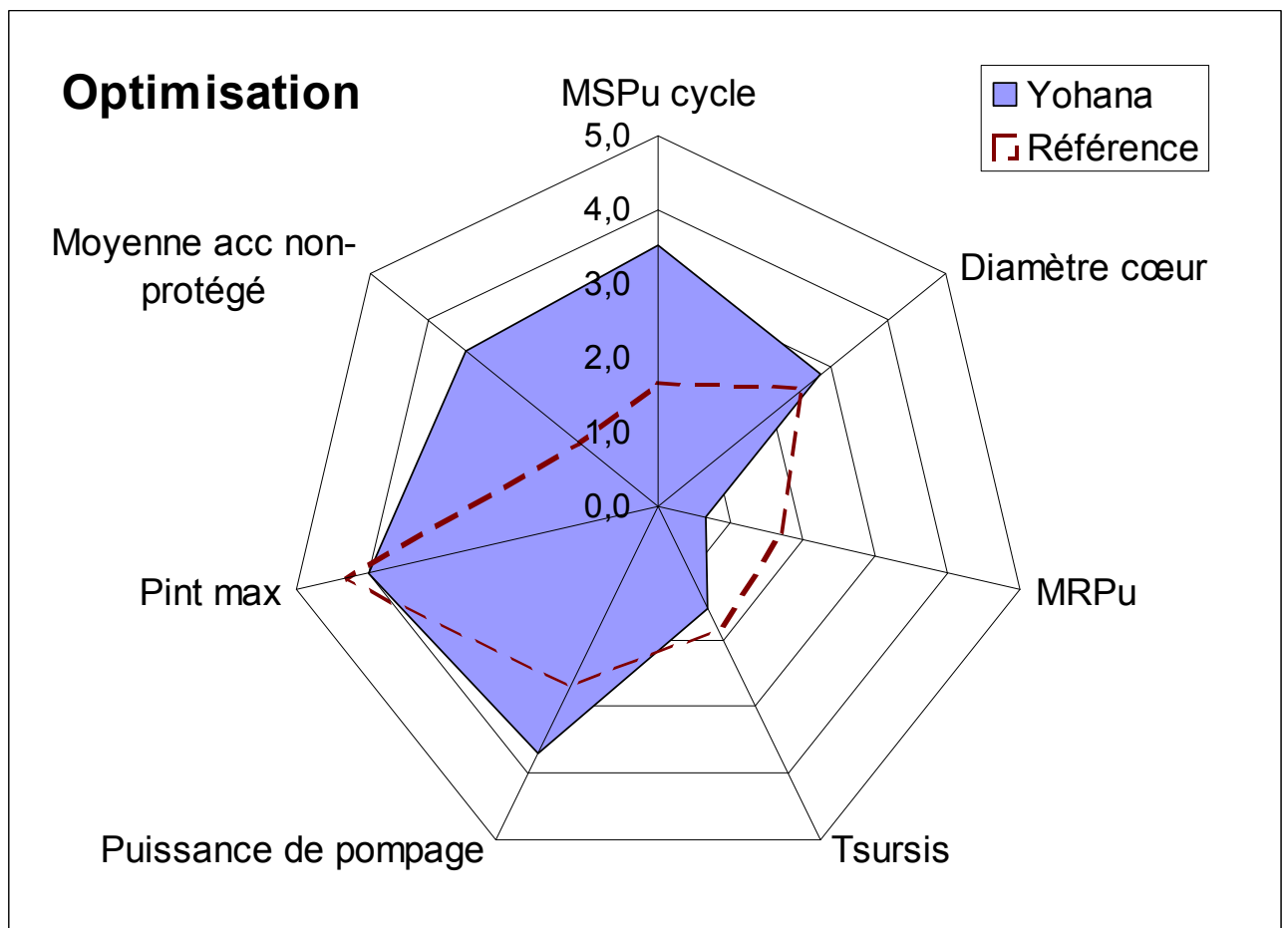
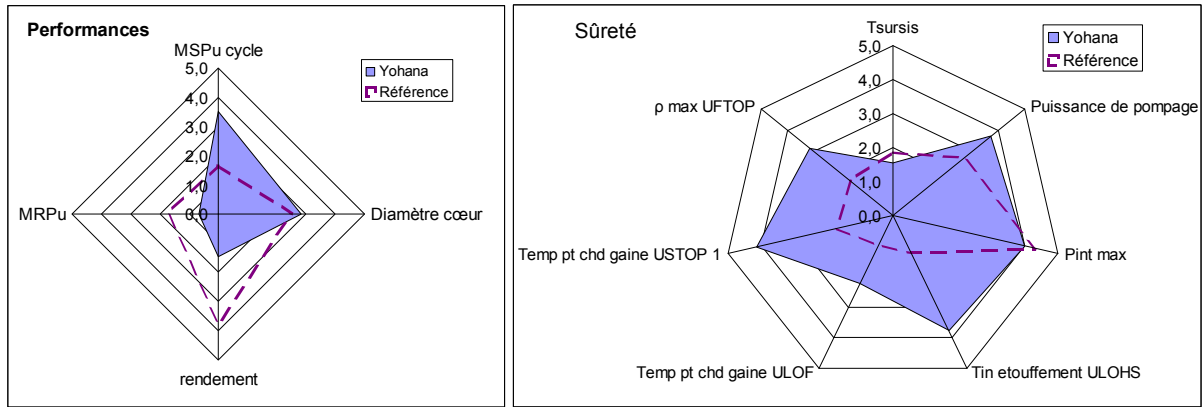


Figure 13 : Diagrammes de performance du cœur Yohana

Annexes

Détail Géométrique du cœur Yohana			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.250	Volume du cœur (m³)	18.10
Rayon interne gaine (mm)	3.431	Hauteur Fissile (m)	1.284
Rayon aiguille (mm)	4.510	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.114
P_{lin max} (W/cm)	229.6	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.195
a (pas du réseau) (mm)	11.13	Z_{comb}	28.27%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	6.54	Z_{gap}	2.42%
Débit par aiguille (g/h)	47102	Z_{liner}	0.92%
Entre-plat interne (mm)	184.64	Z_{gaine+TH}	27.85%
Nombre de grilles d'assemblages	3	Z_{He}	40.53%
Autres résultats			
Rendement	42.9%	Masse assemblage (Kg)	334
Durée d'irradiation (JEPP)	1047	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 23 : Détails du cœur Yohana

Annexes

Cœur Mathieu



Performances du cœur Mathieu		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.7/28.9	Temps de Sursis (s)	254
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.81	Puissance de Pompage (kW)	62
Diamètre du cœur (m)	4.5	Pression interne maximale (bar)	156
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	687		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1077	Burn-up (at%)	5.41
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1299	Volume du cœur (m ³)	25.66
Δp UFTOP (pcm)	1034	ΔP cœur (bar)	1.4
Δp vidange	0.88 \$	Durée de refroidissement (an)	4.19
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	780.3	H/D	0.3576
Burn-up moyen (at%)	5.41	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4182
P _{intHe} (bar)	9.97	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	10
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.223	R _{Hfiss/Hexp}	4.86

Tableau 24 : Performances du cœur Mathieu

Annexes

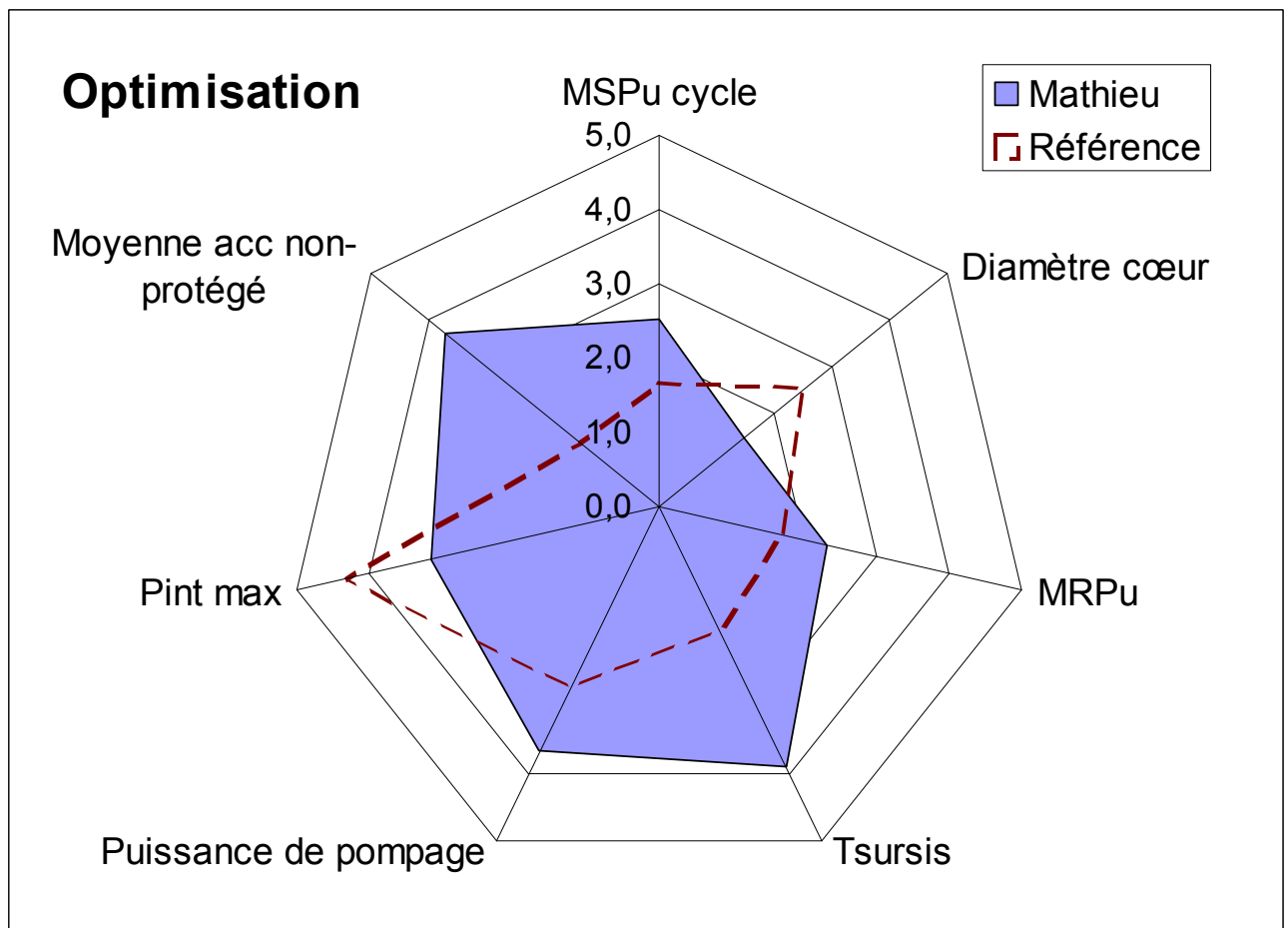
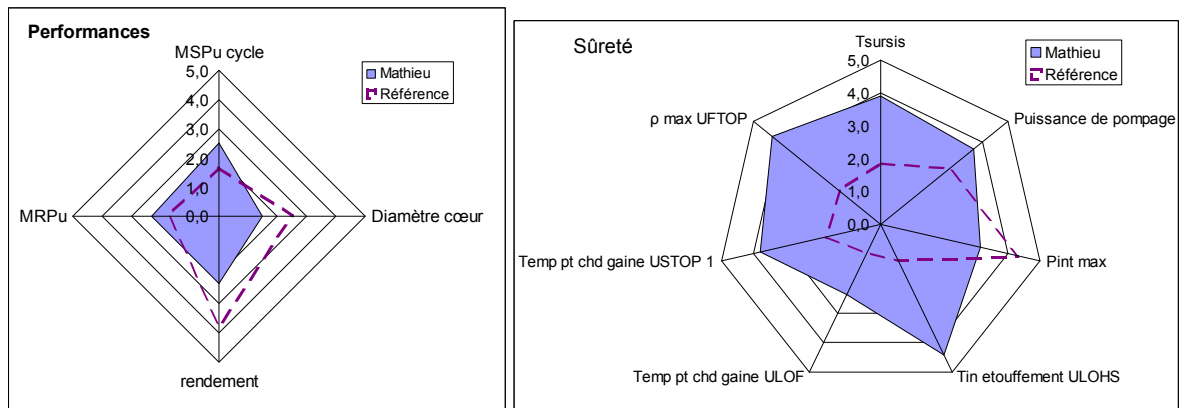


Figure 14 ; Diagrammes de performance du cœur Mathieu

Annexes

Détail Géométrique du cœur Mathieu			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.058	Volume du cœur (m³)	25.66
Rayon interne gaine (mm)	3.222	Hauteur Fissile (m)	1.611
Rayon aiguille (mm)	4.302	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.123
P_{lin max} (W/cm)	149.9	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.209
a (pas du réseau) (mm)	10.74	Z_{comb}	27.05%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.80	Z_{gap}	2.22%
Débit par aiguille (g/h)	34535	Z_{liner}	0.94%
Entre-plat interne (mm)	196.79	Z_{gaine+TH}	28.10%
Nombre de grilles d'assemblages	4	Z_{He}	41.69%
Autres résultats			
Rendement	44.6%	Masse assemblage (Kg)	414
Durée d'irradiation (JEPP)	1527	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 25 : Détails du cœur Mathieu

Cœur Obiwan Kenobi



Performances du cœur Obiwan Kenobi		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	10.9/26.5	Temps de Sursis (s)	132.1
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.17	Puissance de Pompage (kW)	61.6
Diamètre du cœur (m)	4.5	Pression interne maximale (bar)	215.9
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	826		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1391	Burn-up (at%)	6.64
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1527	Volume du cœur (m ³)	22.51
Δp UFTOP (pcm)	818	ΔP cœur (bar)	1.0
Δp vidange	0.82 \$	Durée de refroidissement (an)	5.20
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	879.2	H/D	0.3103
Burn-up moyen (at%)	6.64	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4034
P _{intHe} (bar)	17.39	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	8
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.5201	R _{Hfiss/Hexp}	1.16

Tableau 26 : Performances du cœur Obiwan Kenobi

Annexes

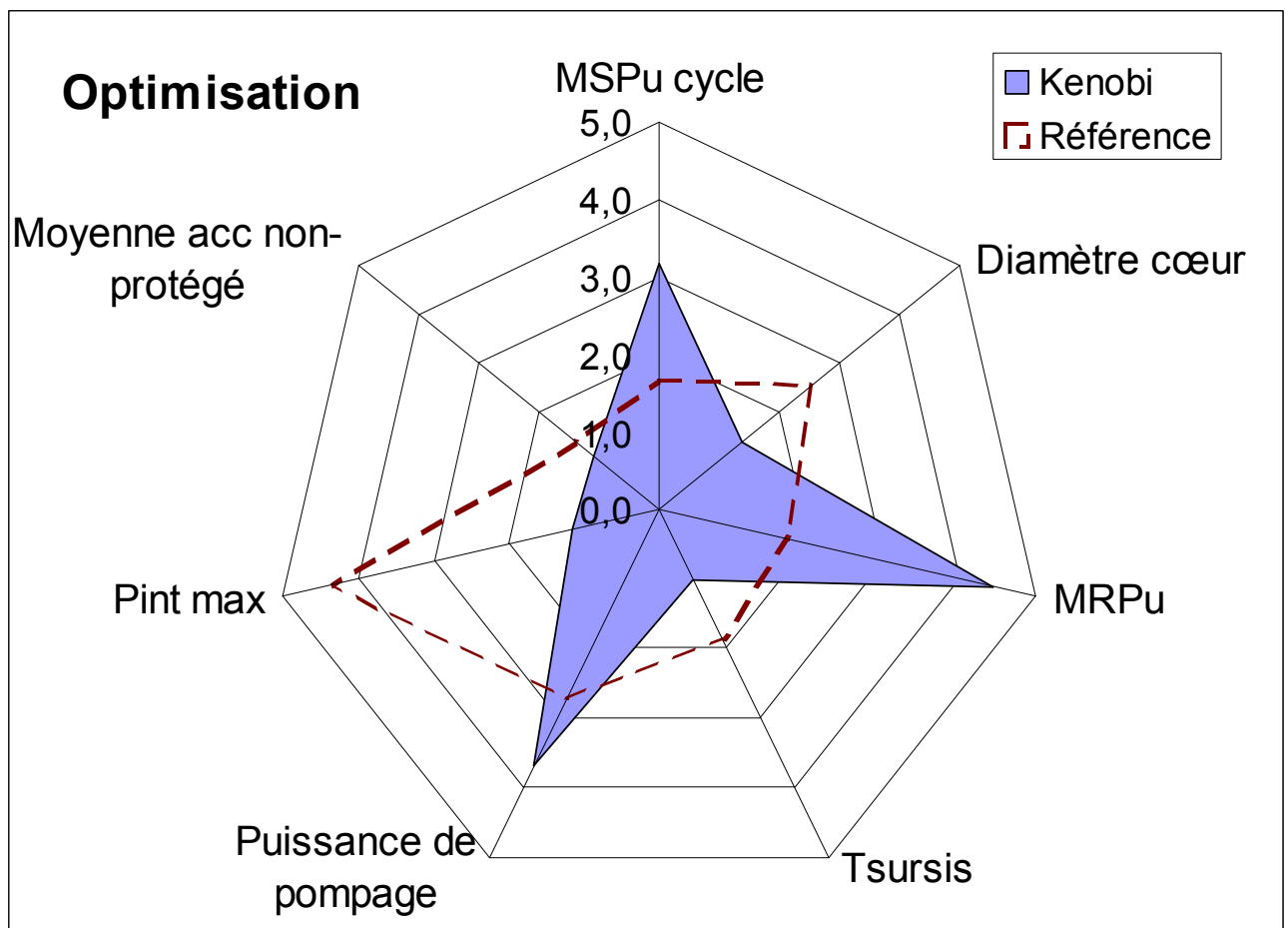
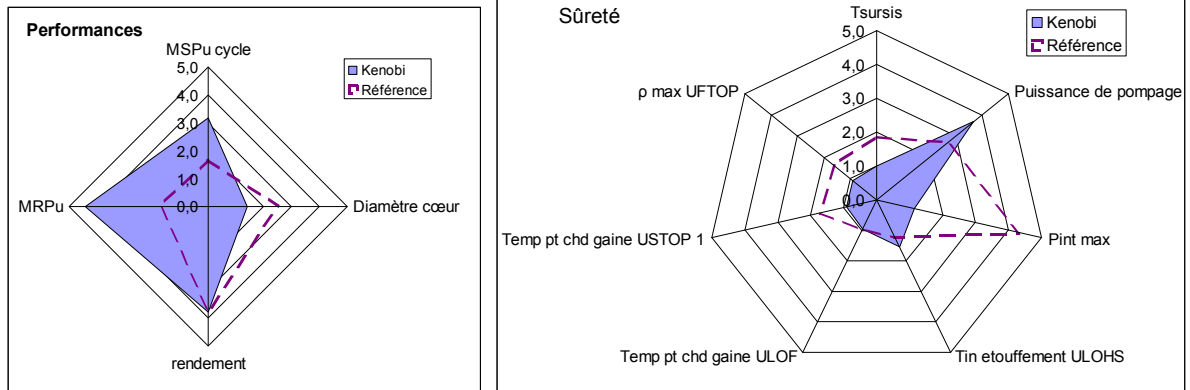


Figure 15 : Diagrammes de performance du cœur Obiwan Kenobi

Annexes

Détail Géométrique du cœur Obiwan Kenobi			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	4.003	Volume du cœur (m³)	22.51
Rayon interne gaine (mm)	4.314	Hauteur Fissile (m)	1.402
Rayon aiguille (mm)	5.393	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.447
P_{lin max} (W/cm)	262.7	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.759
a (pas du réseau) (mm)	13.30	Z_{comb}	30.12%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	5.81	Z_{gap}	3.64%
Débit par aiguille (g/h)	41802	Z_{liner}	0.82%
Entre-plat interne (mm)	197.57	Z_{gaine+TH}	24.75%
Nombre de grilles d'assemblages	5	Z_{He}	40.67%
Autres résultats			
Rendement	47.6%	Masse assemblage (Kg)	419
Durée d'irradiation (JEPP)	1832	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 27 : Détails du cœur Obiwan Kenobi

Cœur Midas



Performances du cœur Midas		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.2/29.3	Temps de Sursis (s)	195.5
MRPu cycle (t/GWe*an)	3.49	Puissance de Pompage (kW)	38.4
Diamètre du cœur (m)	4.4	Pression interne maximale (bar)	134.1
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	693		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1105	Burn-up (at%)	5.00
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1211	Volume du cœur (m ³)	22.09
Δp UFTOP (pcm)	1009	ΔP cœur (bar)	1.9
Δp vidange	0.99 \$	Durée de refroidissement (an)	3.18
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	692.6	H/D	0.3284
Burn-up moyen (at%)	5.00	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4569
P _{intHe} (bar)	10.76	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.176	R _{Hfiss/Hexp}	4.55

Tableau 28 : Performances du cœur Midas

Annexes

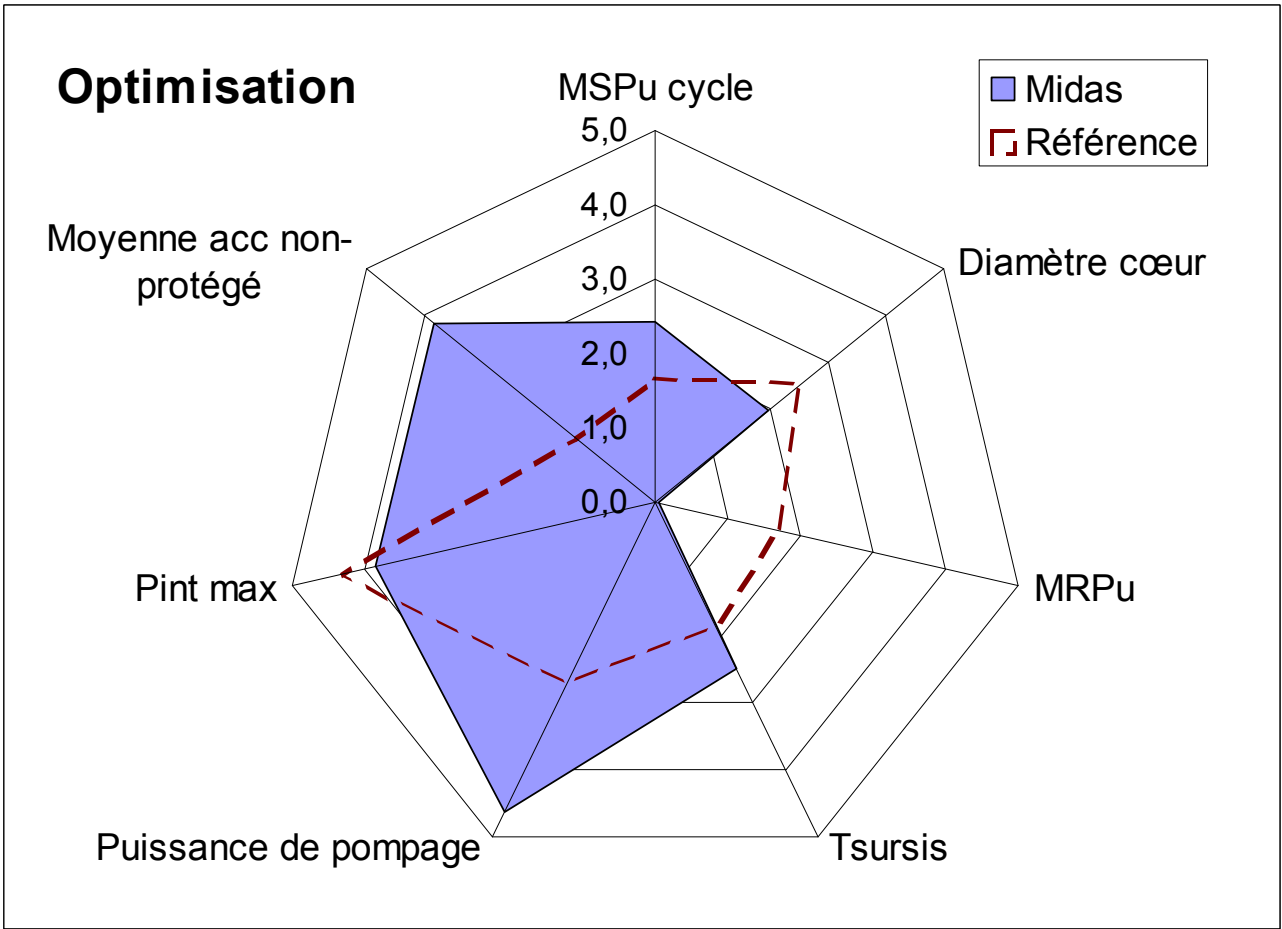
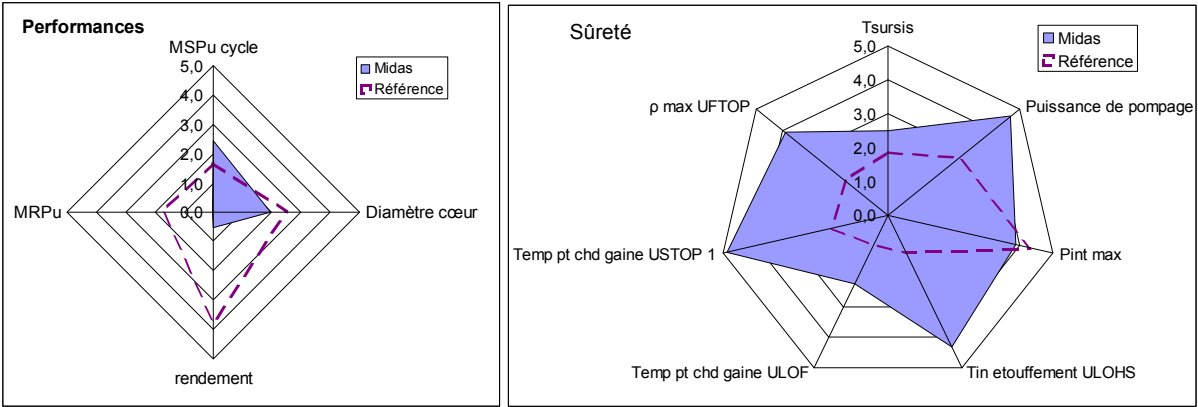


Figure 16 : Diagrammes de performance du cœur Midas

Annexes

Détail Géométrique du cœur Midas			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.244	Volume du cœur (m³)	22.09
Rayon interne gaine (mm)	3.409	Hauteur Fissile (m)	1.448
Rayon aiguille (mm)	4.489	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.118
P_{lin max} (W/cm)	203.7	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.200
a (pas du réseau) (mm)	11.60	Z_{comb}	26.02%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	7.61	Z_{gap}	2.03%
Débit par aiguille (g/h)	54823	Z_{liner}	0.85%
Entre-plat interne (mm)	192.45	Z_{gaine+TH}	25.69%
Nombre de grilles d'assemblages	3	Z_{He}	45.41%
Autres résultats			
Rendement	41.0%	Masse assemblage (Kg)	367
Durée d'irradiation (JEPP)	1171	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 29 : détails du cœur Midas

Cœur Toutankhamon



Performances du cœur Toutankhamon		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.7/29.4	Temps de Sursis (s)	247.8
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.67	Puissance de Pompage (kW)	73.5
Diamètre du cœur (m)	4.5	Pression interne maximale (bar)	190.6
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	707		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1136	Burn-up (at%)	5.64
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1349	Volume du cœur (m ³)	25.32
Δp UFTOP (pcm)	1017	ΔP cœur (bar)	1.3
Δp vidange	0.85 \$	Durée de refroidissement (an)	4.59
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	820.9	H/D	0.3638
Burn-up moyen (at%)	5.64	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4043
P _{intHe} (bar)	12.54	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	10
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.252	R _{Hfiss/Hexp}	4.47

Tableau 30 : Performances du cœur Toutankhamon

Annexes

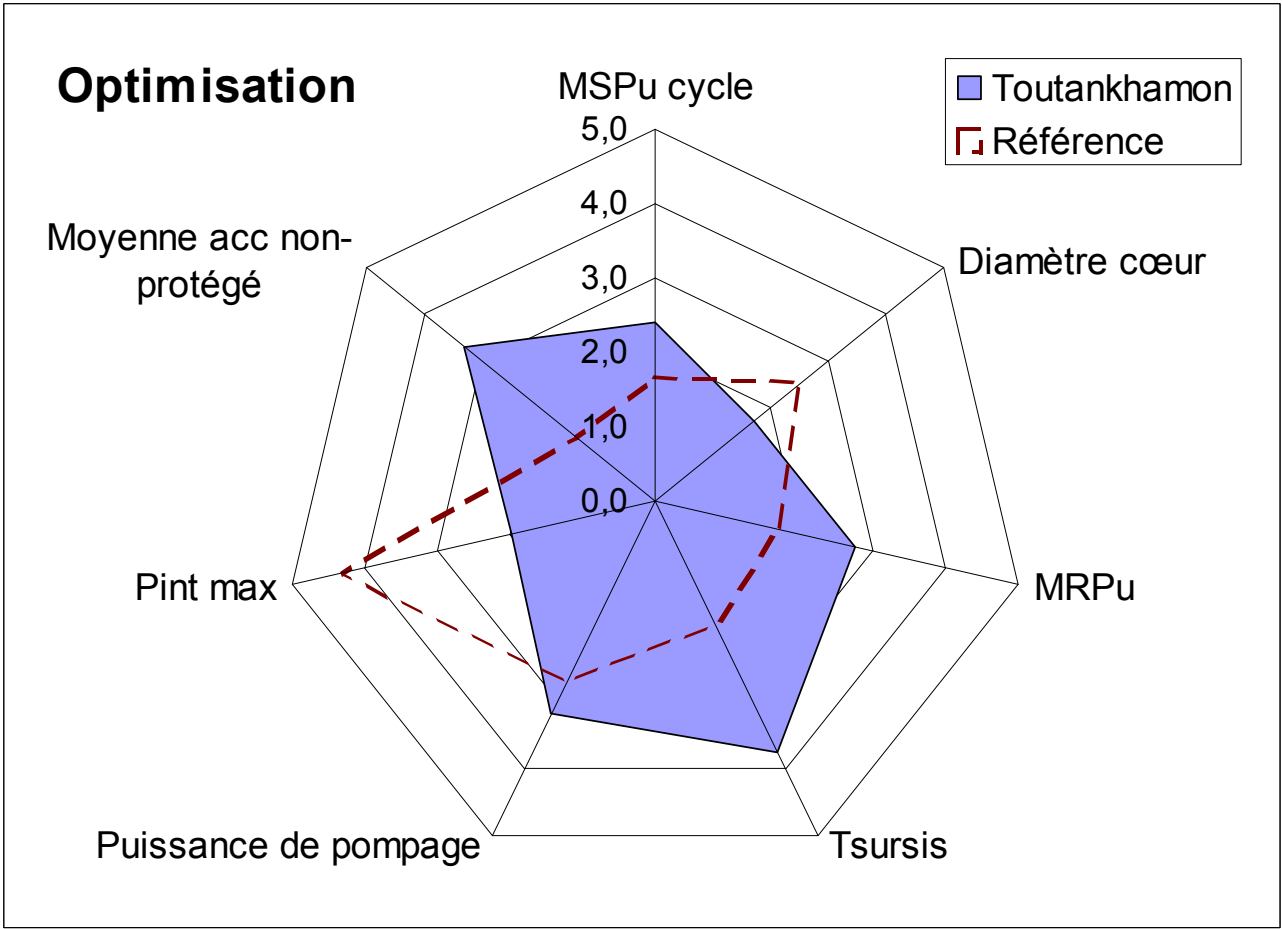
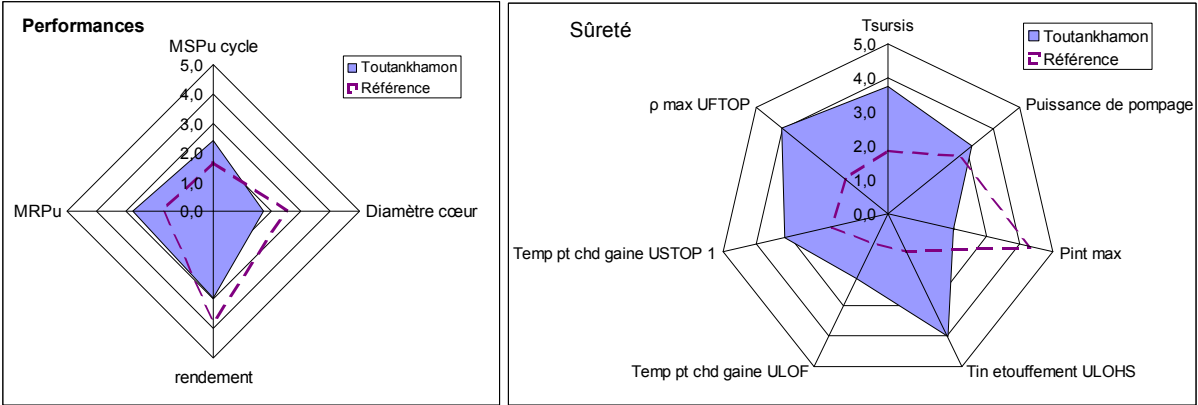


Figure 17 : Diagrammes de performance du cœur Toutankhamon

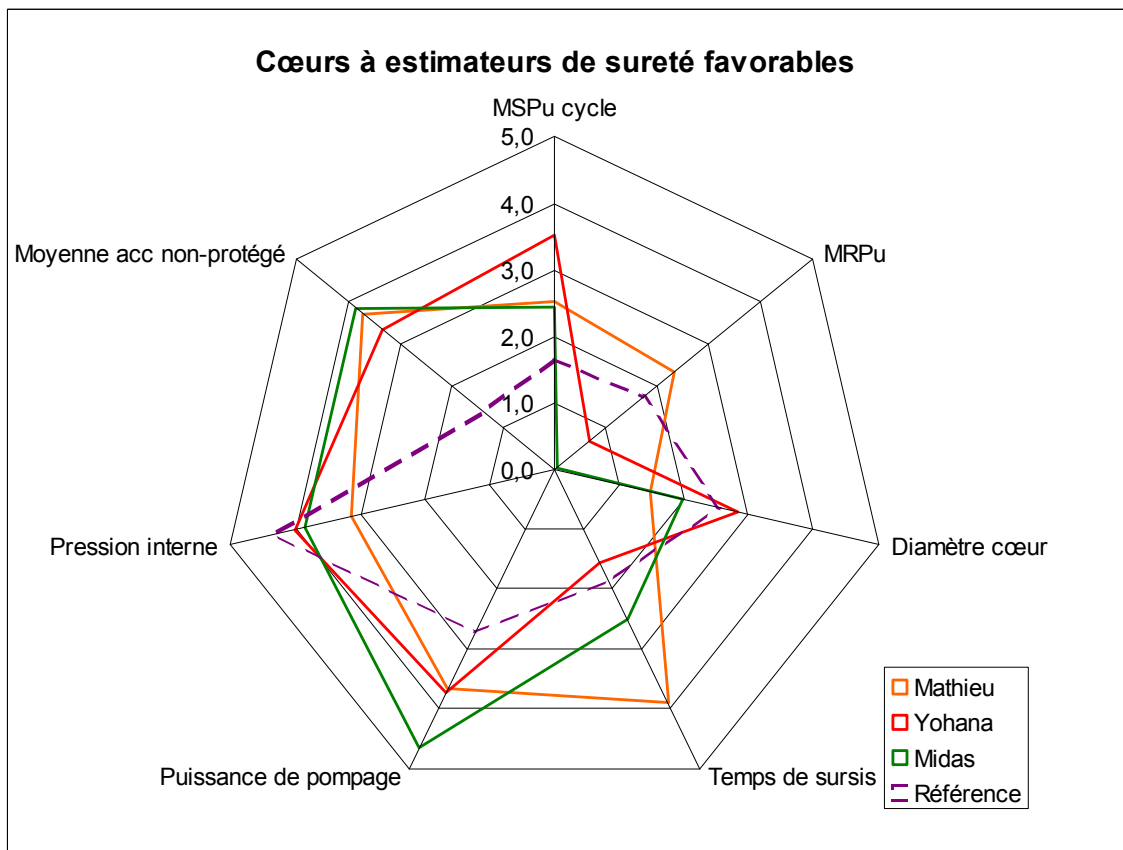
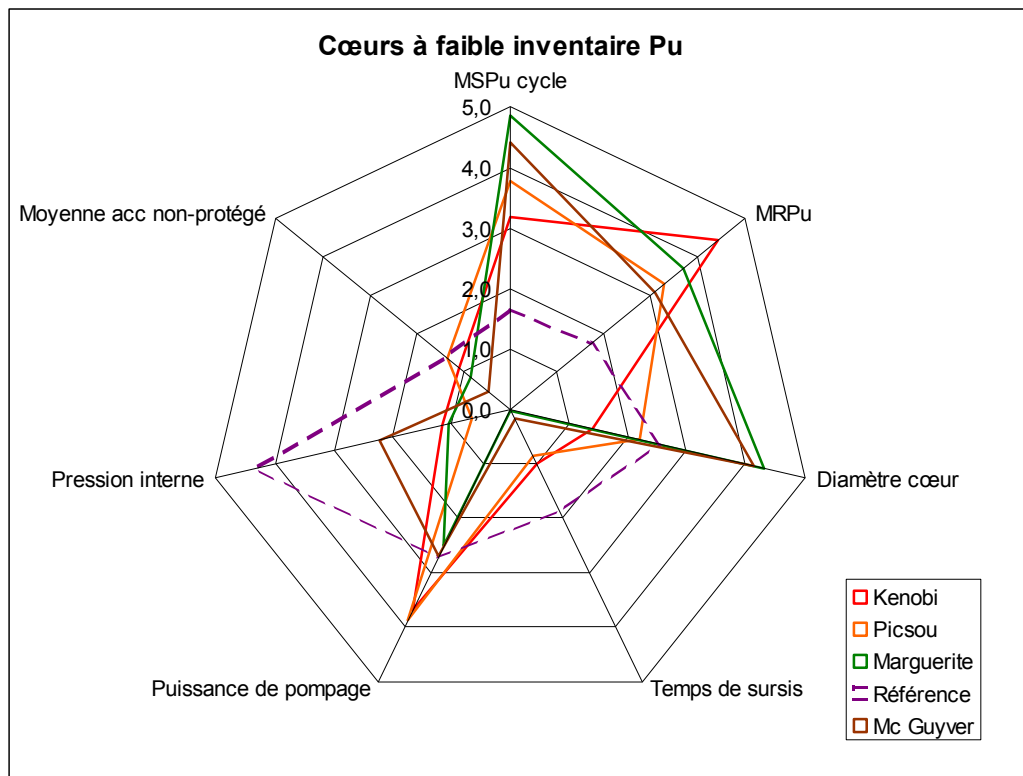
Annexes

Détail Géométrique du cœur Toutankhamon			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.056	Volume du cœur (m³)	25.32
Rayon interne gaine (mm)	3.227	Hauteur Fissile (m)	1.622
Rayon aiguille (mm)	4.307	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.134
P_{lin max} (W/cm)	148.9	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0.229
a (pas du réseau) (mm)	10.63	Z_{comb}	27.59%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	4.33	Z_{gap}	2.37%
Débit par aiguille (g/h)	21197	Z_{liner}	0.96%
Entre-plat interne (mm)	194.71	Z_{gaine+TH}	28.69%
Nombre de grilles d'assemblages	4	Z_{He}	40.39%
Autres résultats			
Rendement	45.9%	Masse assemblage (Kg)	413
Durée d'irradiation (JEPP)	1606	Porosité buffer / facteur thermique	0.75/3

Tableau 31 : Détails du cœur Toutankhamon

Annexes

Comparaison des profils de cœurs SiC joint Buffer



Annexes

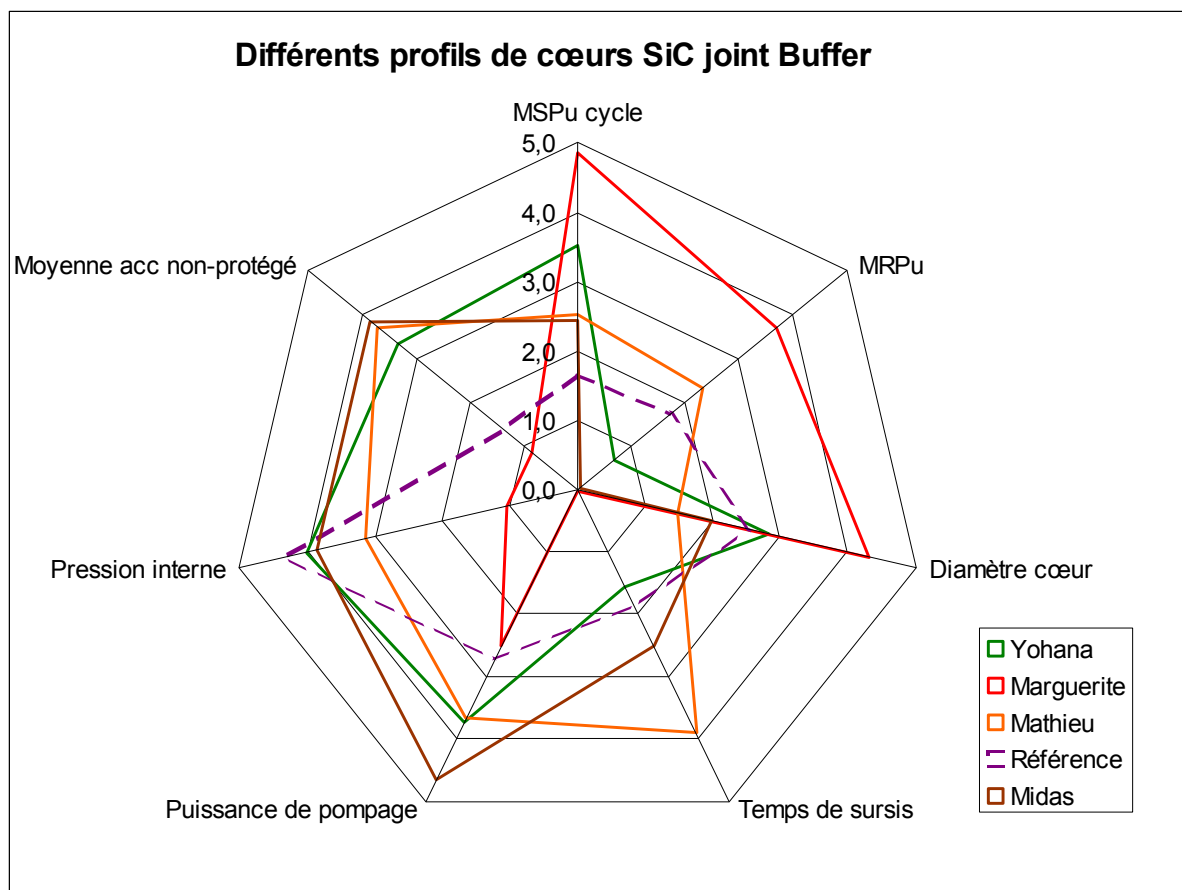


Figure 18 : Diagrammes de comparaison des profils de cœurs SiC joint Buffer

Tableau de choix d'optimisation des cœurs Buffer

Cœurs	MRPu (t/GWé*an)	MSPu (t/Gwé)	Diamètre (m)	Puissance P (kW)	Ts (s)	Pint (bar)
Référence	2.99	32	4.3	84.9	168	120.6
Mc Guyver	<réf	<<réf	<réf	réf	/	<190
Marguerite	<réf	<<<réf	<réf	<100	/	<230
Picsou	<réf	<<réf	4.4	<réf	/	<230
Yohana	>réf	<<réf	<réf	<réf	/	réf
Mathieu	<réf	<réf	4.5	<réf	>réf	<160
Kenobi	<<réf	<réf	4.5	<réf	/	<230
Midas	>réf	<réf	4.4	<<réf	/	<150
Toutankhamon	<réf	<réf	4.5	<réf	>réf	<200

Tableau 32 : Objectifs de sélection des cœurs SiC joint Buffer

3. Cœurs Vanadium

Cœur Papyr



Performances du cœur Papyr		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	9.2/20.9	Temps de Sursis (s)	70.8
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.27	Puissance de Pompage (kW)	68.6
Diamètre du cœur (m)	4.2		
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	810		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1147	Burn-up (at%)	7.49
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1042	Volume du cœur (m ³)	23.13
Δp UFTOP (pcm)	1145	ΔP cœur (bar)	2.0
Δp vidange	1.20 \$	Durée de refroidissement (an)	3.14
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	705.9	H/D	0.4016
Burn-up moyen (at%)	7.49	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.5004
P _{inHe} (bar)	9.49	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	8
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.694	R _{Hfiss/Hexp}	3.27

Tableau 33 : Performances du cœur Papyr

Annexes

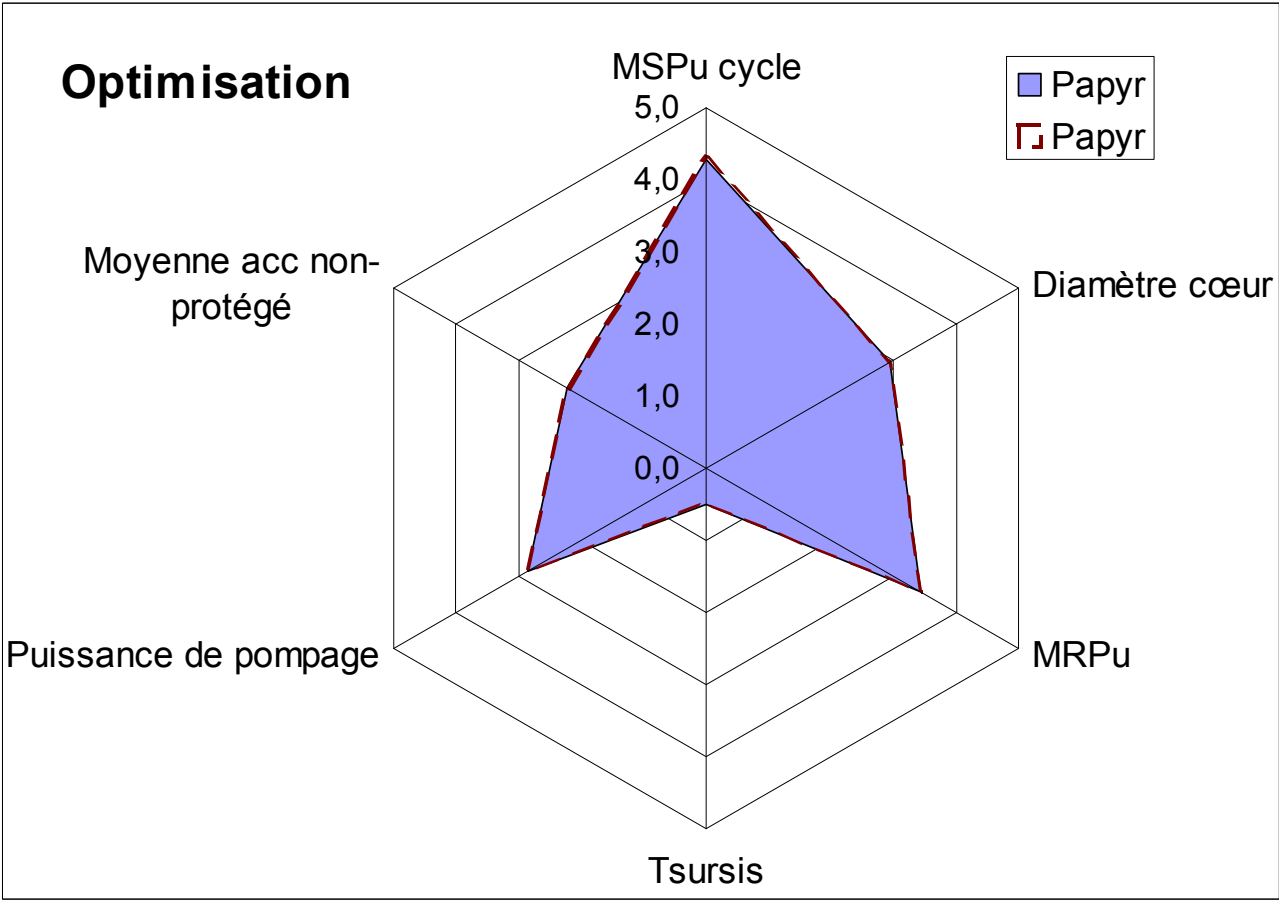
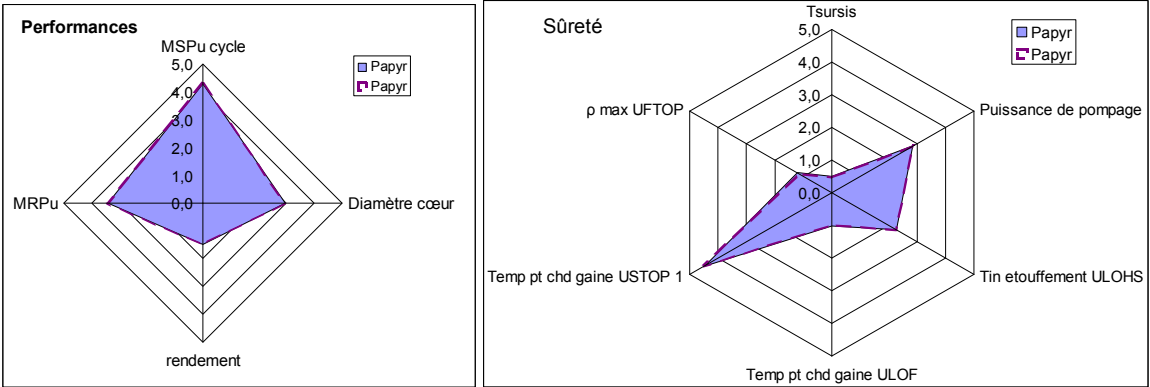


Figure 19 : Diagrammes de performance du cœur Papyr

Annexes

Détail Géométrique du cœur Papyr			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.092	Volume du cœur (m³)	23.13
Rayon interne gaine (mm)	3.190	Hauteur Fissile (m)	1.681
Rayon aiguille (mm)	4.357	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.513
P_{lin max} (W/cm)	218.1	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0
a (pas du réseau) (mm)	11.74	Z_{comb}	20.98%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	9.10	Z_{gap}	1.35%
Débit par aiguille (g/h)	65486	Z_{liner}	0.28%
Entre-plat interne (mm)	174.41	Z_{gaine+TH}	31.93%
Nombre de grilles d'assemblages	4	Z_{He}	45.46%
Autres résultats			
Rendement	41.5%	Masse assemblage (Kg)	394
Durée d'irradiation (JEPP)	1478	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 34 : Détails du cœur Papyr

Cœur Chuck Norris



Performances du cœur Chuck Norris		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	8.6/19.2	Temps de Sursis (s)	61.1
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.02	Puissance de Pompage (kW)	93.8
Diamètre du cœur (m)	4.1		
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	827		
T _{ptchaud gaine} ULOOF (°C)	1194	Burn-up (at%)	7.91
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1107	Volume du cœur (m ³)	23.23
Δp UFTOP (pcm)	1128	ΔP cœur (bar)	1.7
Δp vidange	1.27 \$	Durée de refroidissement (an)	3.22
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	760.3	H/D	0.4212
Burn-up moyen (at%)	7.91	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.5194
P _{intHe} (bar)	13.21	N _c (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	N _{ca} (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.768	R _{Hfiss/Hexp}	1.74

Tableau 35 : Performances du cœur Chuck Norris

Annexes

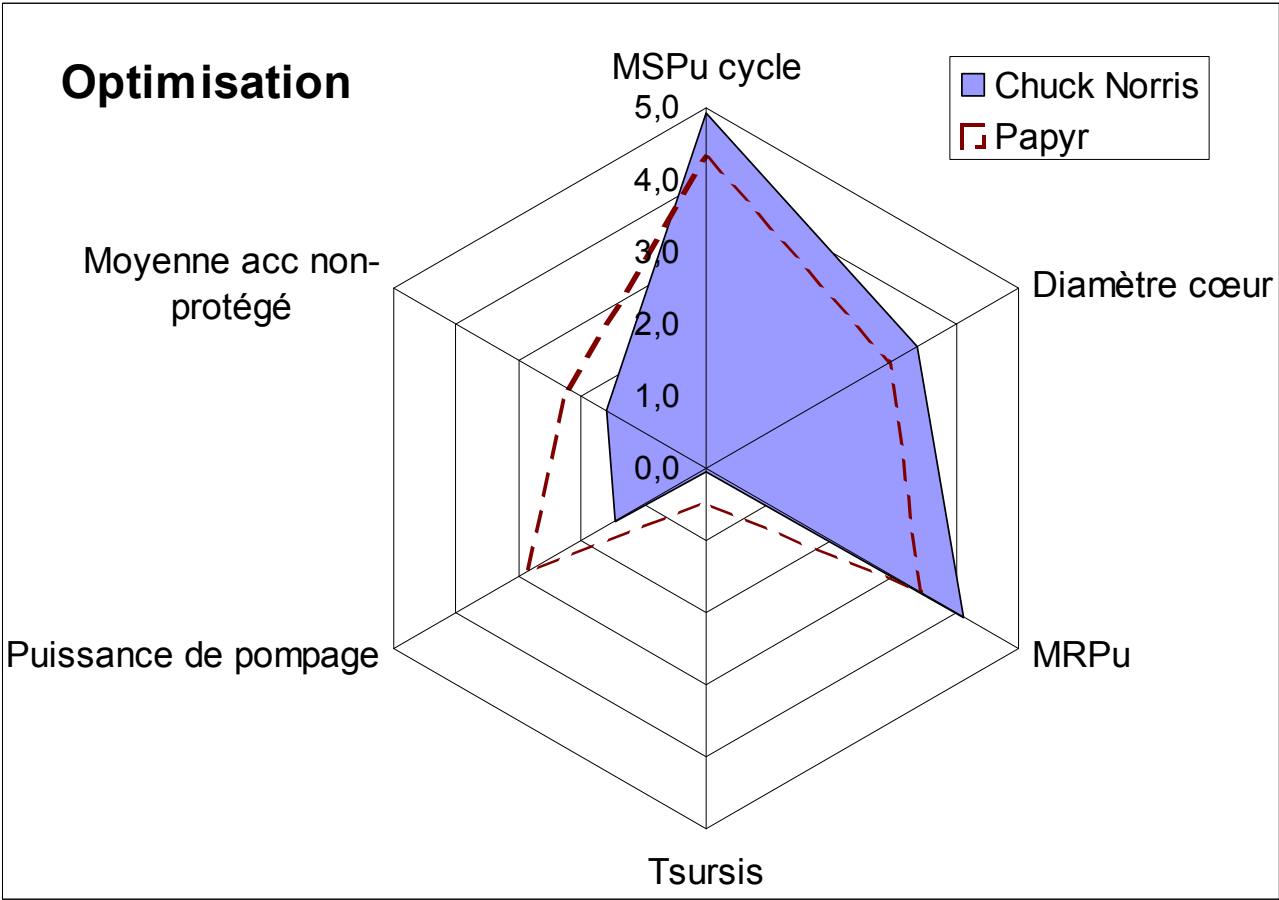
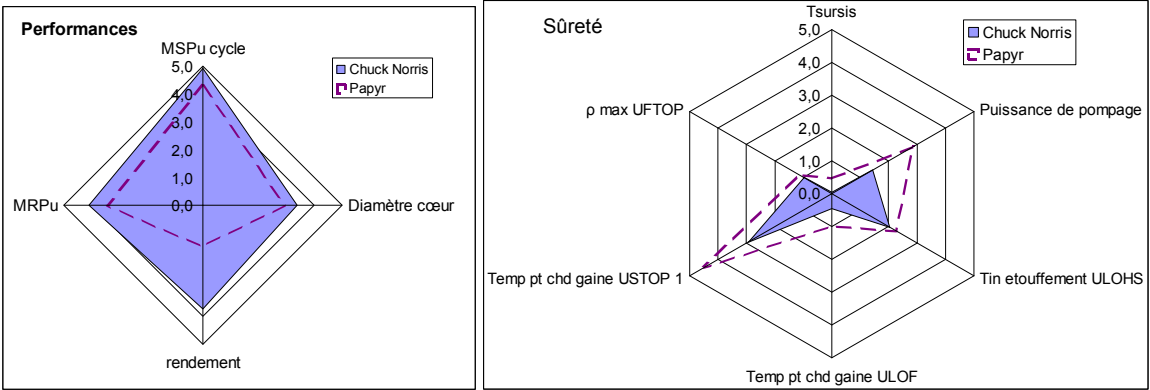


Figure 20 : Diagrammes de performance du cœur Chuck Norris

Annexes

Détail Géométrique du cœur Chuck Norris			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	2.724	Volume du cœur (m³)	23.23
Rayon interne gaine (mm)	2.835	Hauteur Fissile (m)	1.738
Rayon aiguille (mm)	3.767	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.997
P_{lin max} (W/cm)	169.7	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0
a (pas du réseau) (mm)	10.35	Z_{comb}	20.94%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	6.18	Z_{gap}	1.73%
Débit par aiguille (g/h)	44518	Z_{liner}	0.32%
Entre-plat interne (mm)	171.67	Z_{gaine+TH}	30.02%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	46.99%
Autres résultats			
Rendement	43.7%	Masse assemblage (Kg)	402
Durée d'irradiation (JEPP)	1563	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 36 : Détails du cœur Chuck Norris

Annexes

Cœur Saint Emilion



Performances du cœur Saint Emilion		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	10.8/23.4	Temps de Sursis (s)	85.9
MRPu cycle (t/GWe*an)	1.84	Puissance de Pompage (kW)	84.4
Diamètre du cœur (m)	4.4		
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	850		
T _{ptchaud} gainé ULOF (°C)	1168	Burn-up (at%)	8.58
T _{ptchaud} gainé USTOP (°C)	1133	Volume du cœur (m ³)	29.82
Δp UFTOP (pcm)	1151	ΔP cœur (bar)	1.4
Δp vidange	1.31 \$	Durée de refroidissement (an)	4.79
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	780.7	H/D	0.4354
Burn-up moyen (at%)	8.58	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.5085
P _{intHe} (bar)	14.13	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.786	R _{Hfiss/Hexp}	1.57

Tableau 37 : Performances du cœur Saint Emilion

Annexes

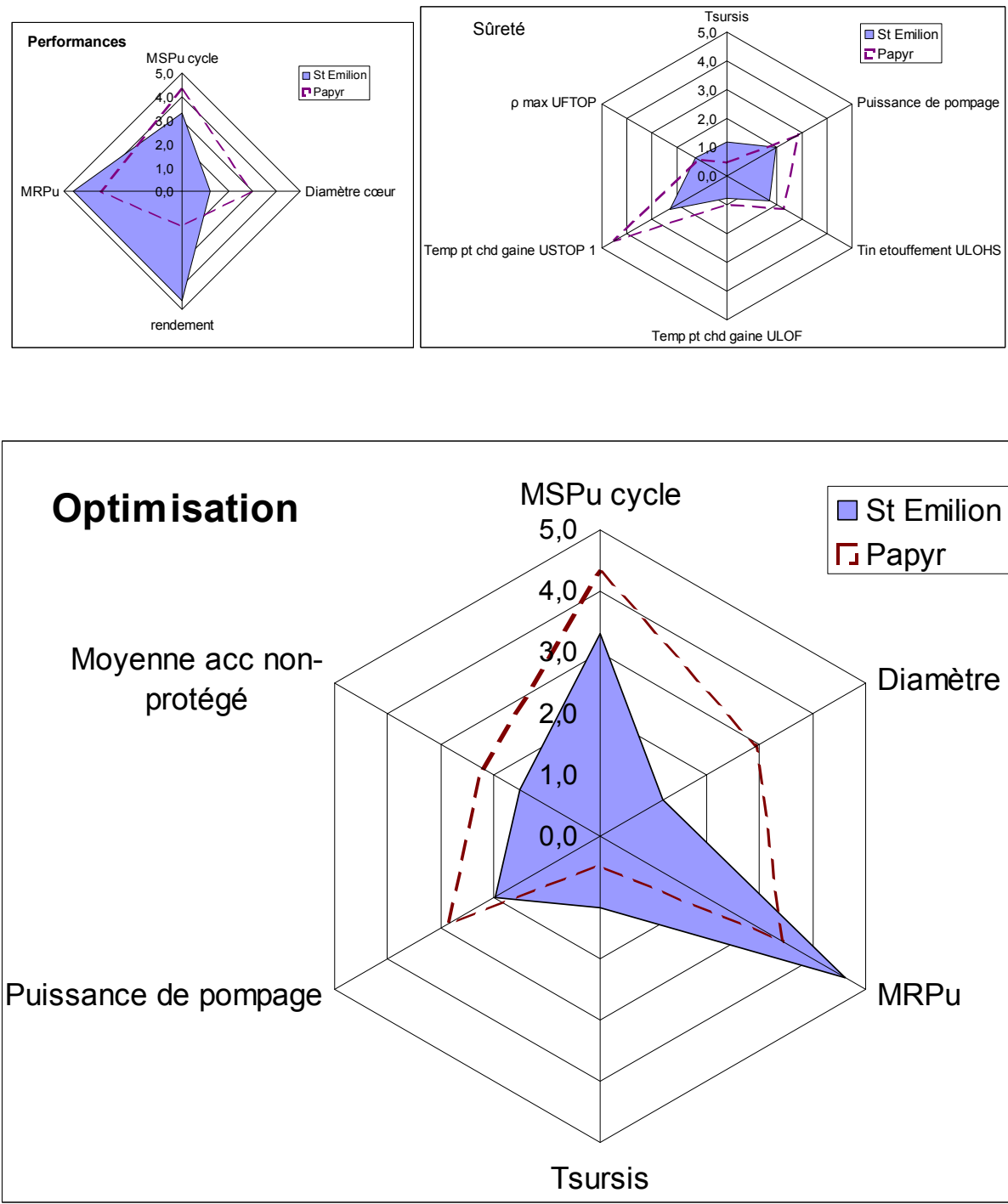


Figure 21 : Diagrammes de performance du cœur Saint Emilion

Annexes

Détail Géométrique du cœur Saint Emilion			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	2.903	Volume du cœur (m³)	29.82
Rayon interne gaine (mm)	3.029	Hauteur Fissile (m)	1.930
Rayon aiguille (mm)	4.117	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	1.228
P_{lin max} (W/cm)	152.8	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0
a (pas du réseau) (mm)	11.19	Z_{comb}	20.60%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	5.85	Z_{gap}	1.82%
Débit par aiguille (g/h)	42129	Z_{liner}	0.30%
Entre-plat interne (mm)	185.56	Z_{gaine+TH}	30.96%
Nombre de grilles d'assemblages	7	Z_{He}	46.32%
Autres résultats			
Rendement	44.6%	Masse assemblage (Kg)	505
Durée d'irradiation (JEPP)	2139	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 38 : Détails du cœur Saint Emilion

Cœur Maupertuis



Performances du cœur Maupertuis		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	9.7/23.1	Temps de Sursis (s)	60.1
MRPu cycle (t/GWe*an)	2.58	Puissance de Pompage (kW)	53.2
Diamètre du cœur (m)	4.5		
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	876		
T _{ptchaud gaine} ULOFS (°C)	1258	Burn-up (at%)	6.41
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1134	Volume du cœur (m ³)	25.05
Δp UFTOP (pcm)	1059	ΔP cœur (bar)	1.5
Δp vidange	1.12 \$	Durée de refroidissement (an)	3.18
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	741	H/D	0.3563
Burn-up moyen (at%)	6.41	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4789
P _{inHe} (bar)	16.39	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	7
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.653	R _{Hfiss/Hexp}	1.61

Tableau 39 : Performances du cœur Maupertuis

Annexes

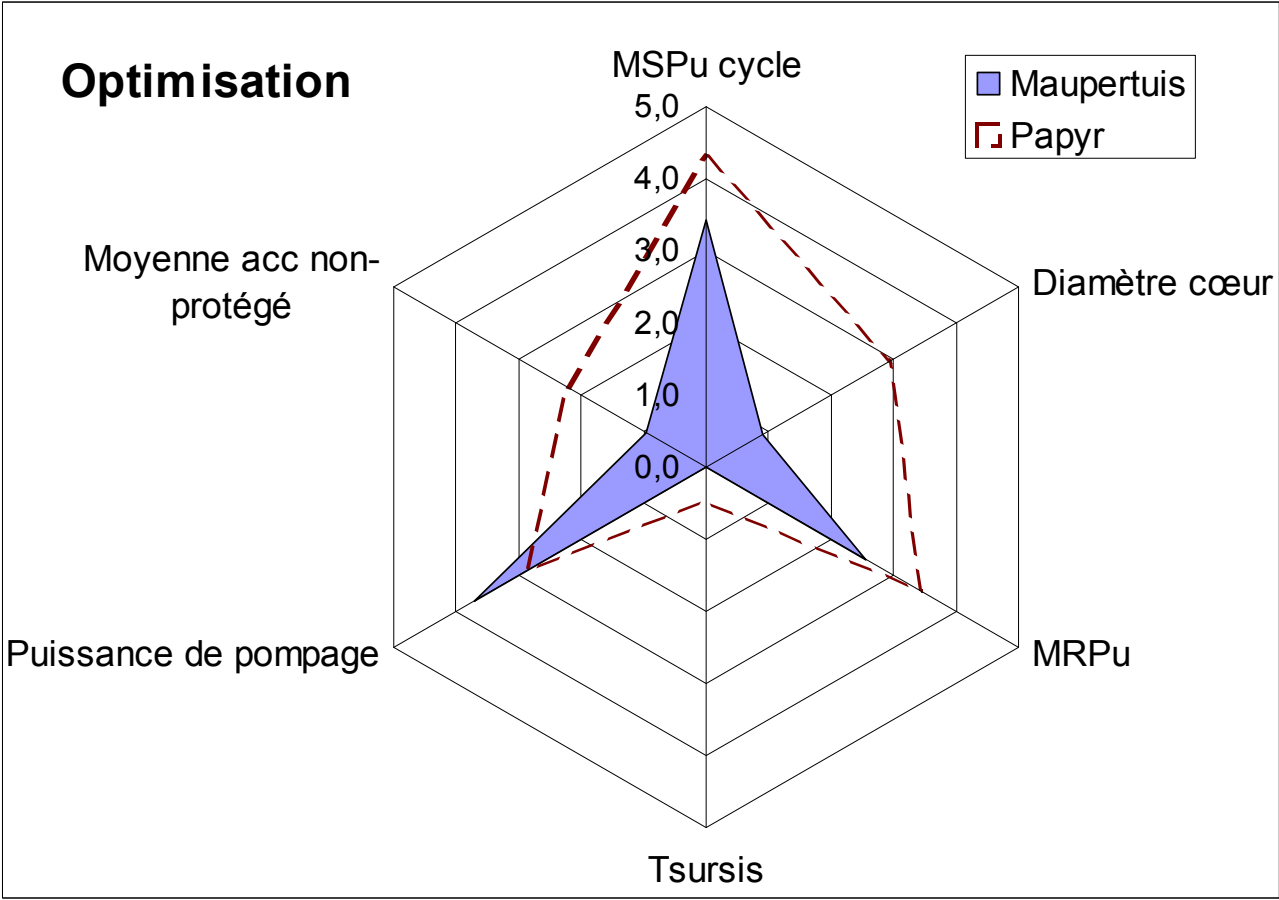
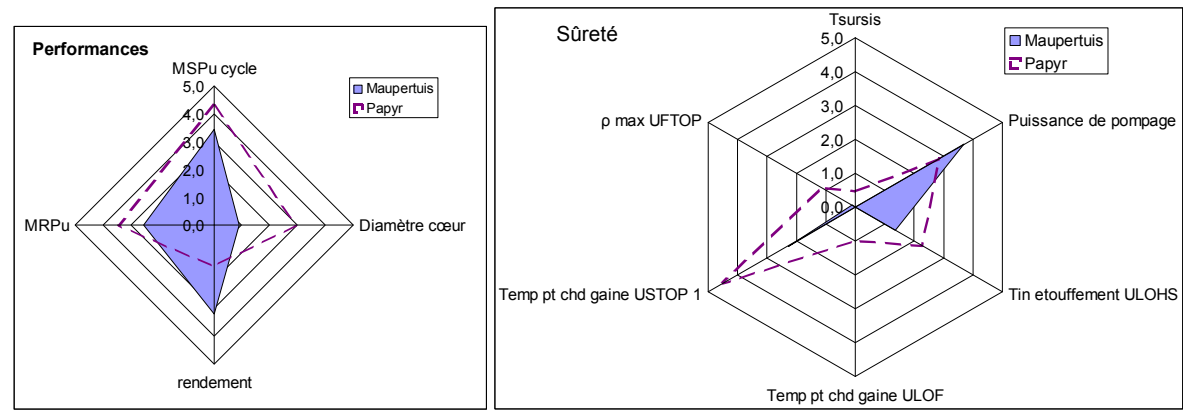


Figure 22 : Diagrammes de performance du cœur Maupertuis

Annexes

Détail Géométrique du cœur Maupertuis			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.749	Volume du cœur (m³)	25.05
Rayon interne gaine (mm)	3.846	Hauteur Fissile (m)	1.594
Rayon aiguille (mm)	5.412	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.991
P_{lin max} (W/cm)	296.7	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0
a (pas du réseau) (mm)	14.28	Z_{comb}	21.04%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	10.48	Z_{gap}	1.09%
Débit par aiguille (g/h)	75422	Z_{liner}	0.23%
Entre-plat interne (mm)	187.41	Z_{gaine+TH}	33.74%
Nombre de grilles d'assemblages	5	Z_{He}	43.91%
Autres résultats			
Rendement	43.2%	Masse assemblage (Kg)	475
Durée d'irradiation (JEPP)	1372	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 40 : Détails du cœur Maupertuis

Annexes

Cœur Arsène Lupin



Performances du cœur Arsène Lupin		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.0/27.9	Temps de Sursis (s)	64.6
MRPu cycle (t/GWe*an)	3.01	Puissance de Pompage (kW)	34.2
Diamètre du cœur (m)	4.5		
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	904		
T _{ptchaud gaine} ULOF (°C)	1327	Burn-up (at%)	5.33
T _{ptchaud gaine} USTOP (°C)	1205	Volume du cœur (m ³)	34.32
Δp UFTOP (pcm)	1116	ΔP cœur (bar)	1.0
Δp vidange	1.45 \$	Durée de refroidissement (an)	3.65
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	794.6	H/D	0.4752
Burn-up moyen (at%)	5.33	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.5640
P _{inHe} (bar)	10.78	Nc (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	Nca (nombre de couronnes d'aiguilles)	7
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.673	R _{Hfiss/Hexp}	2.40

Tableau 43 : Performances du cœur Arsène Lupin

Annexes

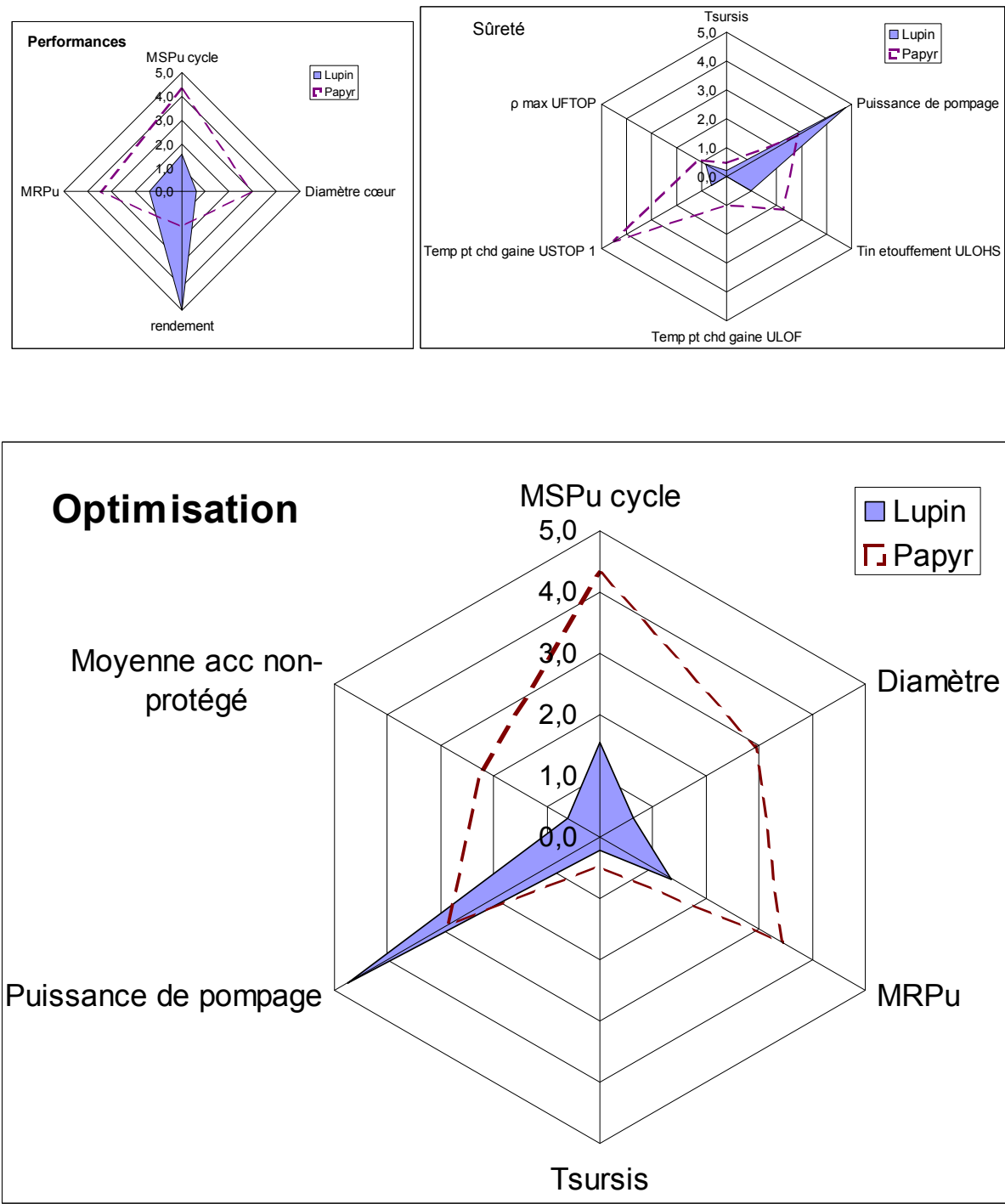


Figure 24 : Diagrammes de performance du cœur Arsène Lupin

Annexes

Détail Géométrique du cœur Arsène Lupin			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	3.489	Volume du cœur (m³)	34.32
Rayon interne gaine (mm)	3.583	Hauteur Fissile (m)	2.145
Rayon aiguille (mm)	4.999	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.895
P_{lin max} (W/cm)	220.5	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0
a (pas du réseau) (mm)	14.42	Z_{comb}	17.89%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	9.05	Z_{gap}	0.98%
Débit par aiguille (g/h)	65179	Z_{liner}	0.21%
Entre-plat interne (mm)	189.24	Z_{gaine+TH}	29.64%
Nombre de grilles d'assemblages	6	Z_{He}	51.27%
Autres résultats			
Rendement	45.3%	Masse assemblage (Kg)	504
Durée d'irradiation (JEPP)	1332	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 44 : Détails du cœur Arsène Lupin

Cœur Avatar



Performances du cœur Avatar		Estimateurs de sûreté protégés	
MSPu cœur/cycle (t/GWe)	11.9/25.5	Temps de Sursis (s)	123.4
MRPu cycle (t/GWe*an)	1.80	Puissance de Pompage (kW)	84.2
Diamètre du cœur (m)	4.4		
Estimateurs de sûreté non-protégés		Autres grandeurs d'intérêt	
Tin ULOHS (°C)	775		
T _{ptchaud} gainé ULOF (°C)	1106	Burn-up (at%)	9.38
T _{ptchaud} gainé USTOP (°C)	1028	Volume du cœur (m ³)	29.53
Δp UFTOP (pcm)	1239	ΔP cœur (bar)	2.0
Δp vidange	1.25 \$	Durée de refroidissement (an)	5.60
Variables d'optimisation			
T _{out} (°C)	708.1	H/D	0.4313
Burn-up moyen (at%)	9.38	Z _{He} (fraction de caloporteur dans le réseau)	0.4855
P _{intHe} (bar)	9.56	N _c (nombre de couronnes d'assemblage)	12
P _{tot} (porosité combustible)	0.2	N _{ca} (nombre de couronnes d'aiguilles)	9
P _{ouv} (taux de porosité ouverte)	0.532	R _{Hfiss/Hexp}	2.87

Tableau 45 : Performances du cœur Avatar

Annexes

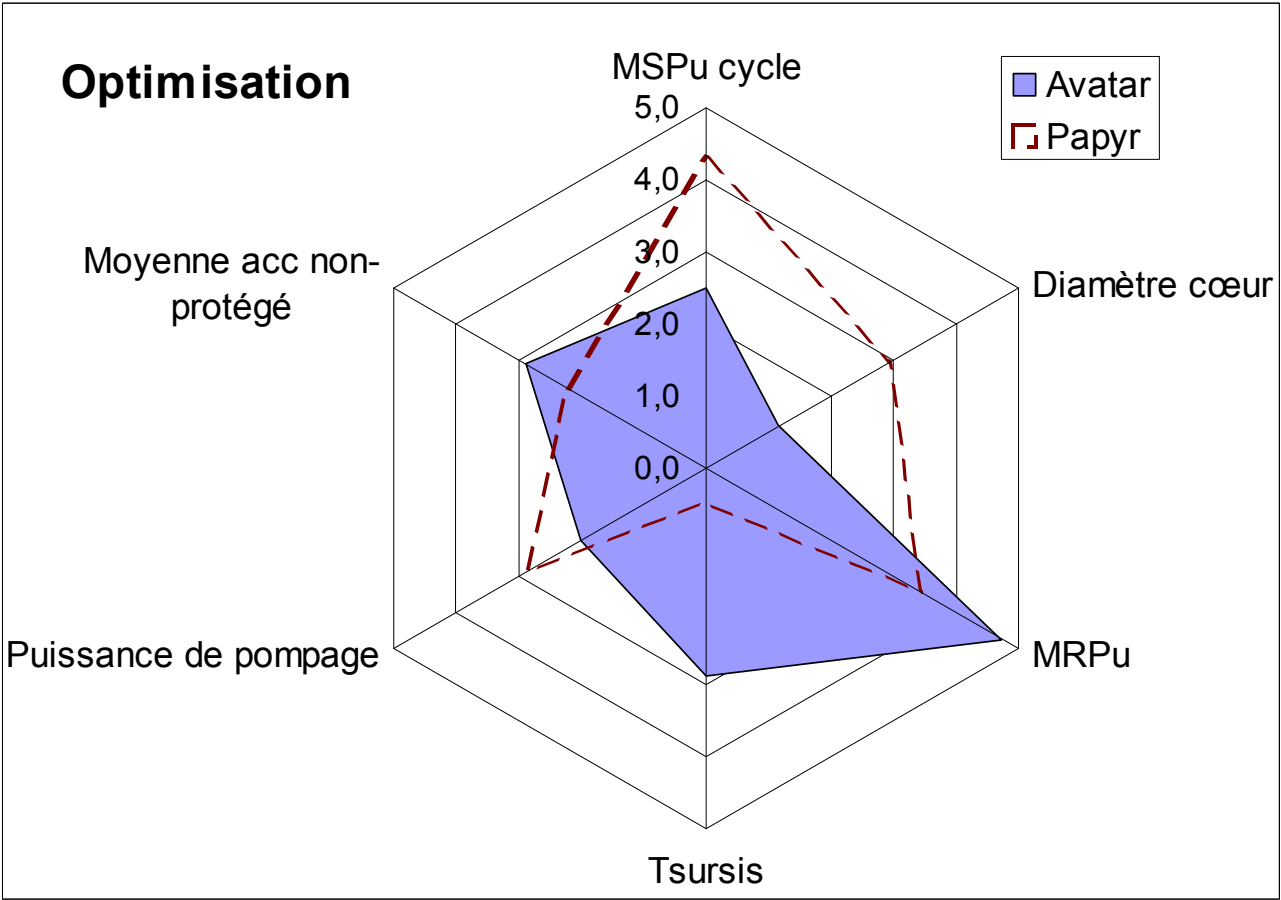
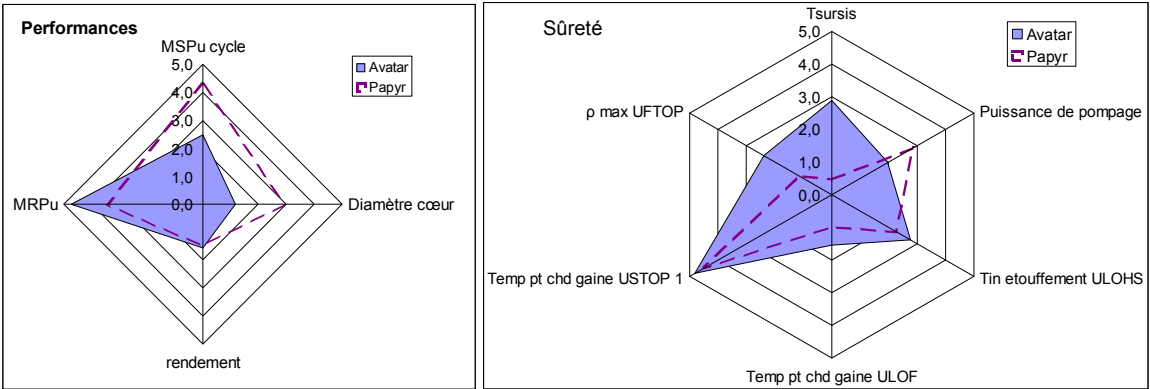


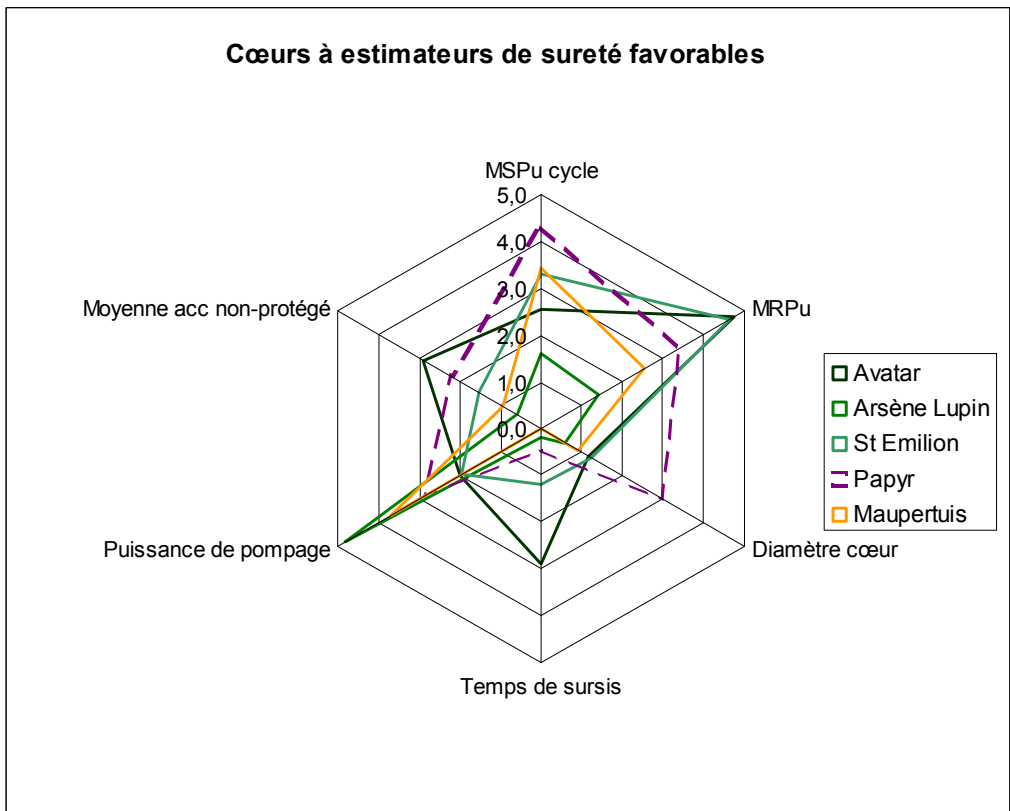
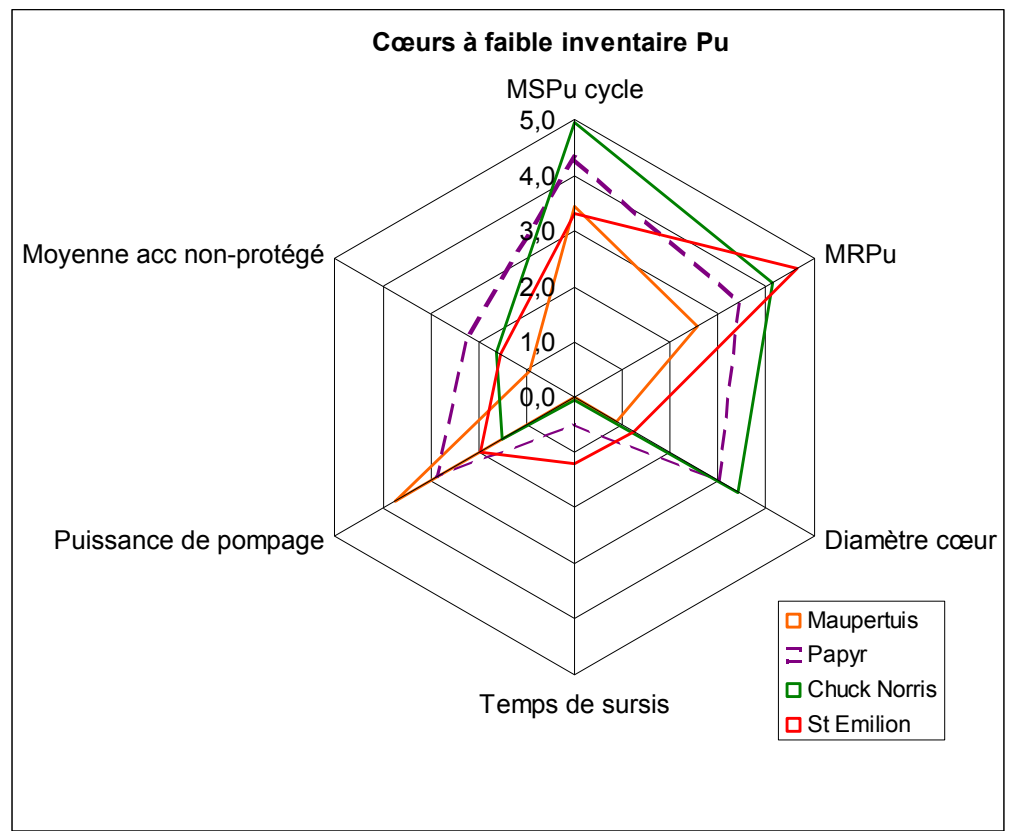
Figure 25 : Diagrammes de performance du cœur Avatar

Annexes

Détail Géométrique du cœur Avatar			
Géométrie combustible		Géométrie cœur	
rc (Rayon pastille) (mm)	2.963	Volume du cœur (m³)	29.53
Rayon interne gaine (mm)	3.067	Hauteur Fissile (m)	1.916
Rayon aiguille (mm)	4.216	H_{expinf} (m) (Hauteur du vase inférieur)	0.667
P_{lin max} (W/cm)	154.1	H_{expsup} (m) (Hauteur du vase supérieur)	0
a (pas du réseau) (mm)	11.19	Z_{comb}	21.43%
Débit par canal (1/2 aiguille) (g/s)	7.23	Z_{gap}	1.53%
Débit par aiguille (g/h)	52068	Z_{liner}	0.30%
Entre-plat interne (mm)	185.71	Z_{gaine+TH}	32.42%
Nombre de grilles d'assemblages	5	Z_{He}	44.32%
Autres résultats			
Rendement	41.6%	Masse assemblage (Kg)	488
Durée d'irradiation (JEPP)	2417	Porosité buffer / facteur thermique	0/0

Tableau 46 : Détails du cœur Avatar

Comparaison des profils de cœurs Vanadium



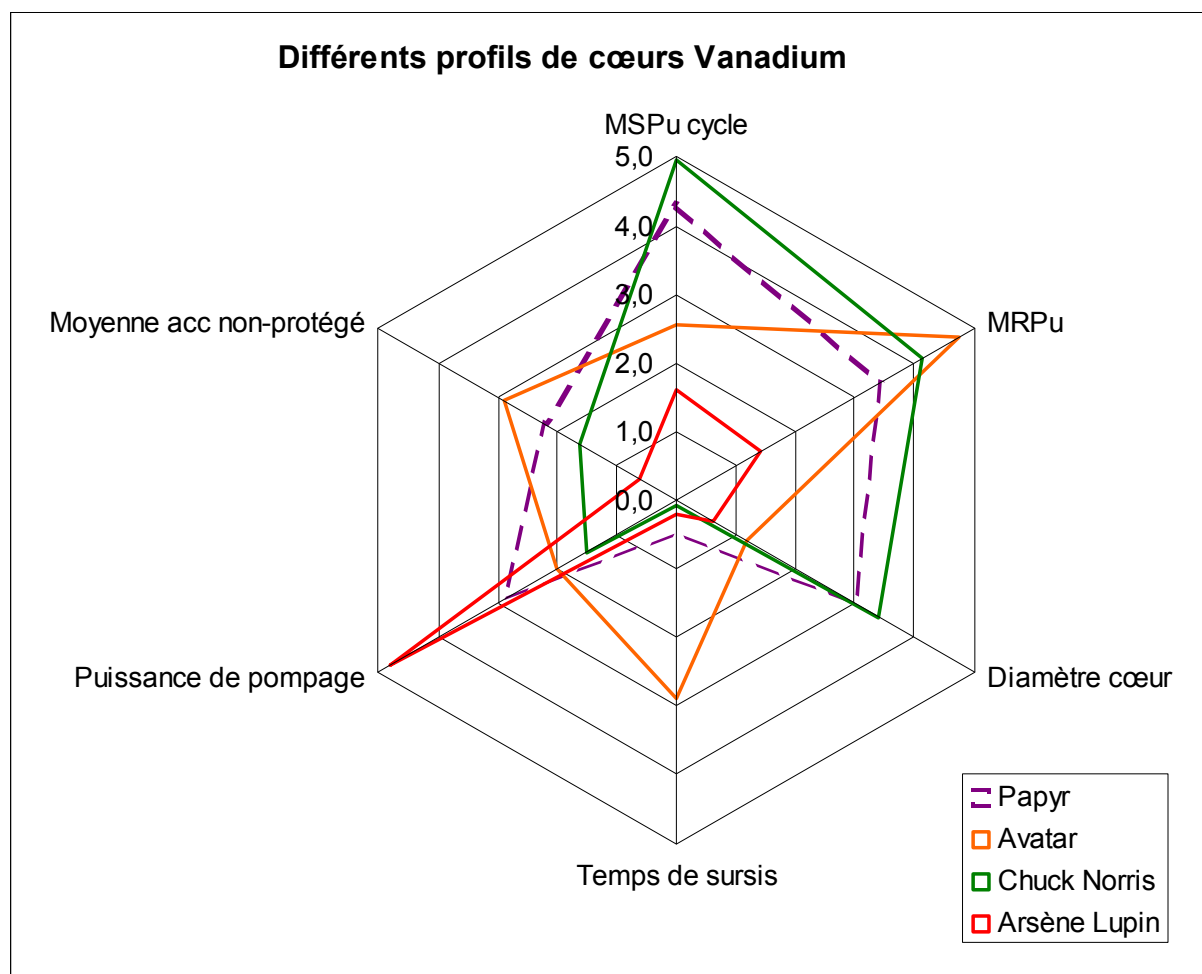


Figure 26 : Diagrammes de comparaison des profils de cœurs Vanadium

Tableau de choix d'optimisation des cœurs Vanadium

Cœurs	MRPu (t/GWé*an)	MSPu (t/Gwé)	Diamètre (m)	Puissance Pompe (kW)	Temps sursis (s)
Papyr	Faible	Faible	<4.3	<85	/
Chuck Norris	Faible	Très faible	<4.3	<100	/
St Emilion	Très faible	Faible	4.4	85	/
Maupertuis	Faible	Faible	4.5	Très faible	/
Arsène Lupin	Elevé	Elevé	4.5	Très faible	/
Avatar	Très faible	Elevé	4.4	85	Elevé

Tableau 47 : Objectifs de sélection des cœurs Vanadium